João António Boto de Matos

Análise de um Sistema de Evacuação de Produtos da Combustão de Turbinas a Gás Utilizadas para Propulsão Naval

Lisboa

2009

UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA
Faculdade de Ciências e Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial

Análise de um Sistema de Evacuação de Produtos da Combustão de Turbinas a Gás Utilizadas para Propulsão Naval

João António Boto de Matos

Dissertação apresentada na Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador:
Prof. Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins, FCT/UNL-DEMI

Lisboa
2009

À minha família.

Agradecimentos

A execução deste trabalho foi possível graças ao apoio, colaboração, estímulo e empenhamento do meu orientador. É pois, com grande prazer que deixo aqui expresso o meu mais profundo agradecimento ao Prof. Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins, pelo seu entusiasmo, saber, competência e constante disponibilidade para me apoiar e orientar a cada dificuldade.

Queria agradecer também ao Prof. Doutor Carlos Augusto Gomes de Moura Branco, ao Doutor João Carlos Godinho Viegas, assim como ao meu orientador, a oportunidade que me deram de realizar este trabalho no âmbito do Projecto de Investigação com a refª PTDC/EME-PME/67071/2006, intitulado: "Projecto de desenvolvimento tecnológico de condutas de evacuação de gases de turbinas a gás", financiado pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia do Ministério da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior.

Agradeço ao Senhor Eng. CTEN EN-MEC Paulo Pires da Silva, da Direcção de Navios da Base Naval de Lisboa, o acompanhamento e colaboração.

Finalmente uma palavra de muita gratidão aos meus familiares, pais e irmão, pelo apoio e carinho que sempre me dispensaram.

Resumo

De modo a eliminar a propagação de fissuras ocorridas em condutas de evacuação de produtos da combustão de turbinas a gás utilizadas para propulsão naval, neste estudo é feita a avaliação de diferentes geometrias alternativas para a estrutura mencionada, assim como se avalia a possibilidade de substituição local, nas zonas críticas, do material actualmente utilizado na conduta por uma nova liga de alta resistência.

A possibilidade de utilizar um novo aço inoxidável austenítico Cr-Mn, de alta resistência (ThyssenKrupp, 2009), está a ser estudada e alguns resultados experimentais efectuados a este material, obtidos a temperatura ambiente e a alta temperatura, são apresentados.

Este trabalho pode ser dividido em duas partes principais. Uma primeira parte onde se apresenta a análise experimental realizada e uma segunda parte, que trata a simulação numérica da conduta por elementos finitos.

Na análise experimental foram realizados ensaios de tracção uniaxial, ensaios de dureza e de caracterização geométrica do cordão de soldadura de ligações soldadas de tipo topo a topo entre o aço AISI 316L e o aço Cr-Mn. Alguns dos resultados experimentais obtidos em provetes soldados com combinações dos materiais de base, aço AISI316L e Cr-Mn, a 24ºC e 350ºC, são: a tensão de cedência do aço Cr-Mn é cerca de 66% e 35% mais elevada que a obtida para o aço AISI 316L, a 24 e 350ºC, respectivamente; a tensão de rotura é também 33% e 19% mais elevada que o aço AISI 316L, para as mesmas temperaturas. Os ensaios de dureza revelam valores médios que estão de acordo com as propriedades mecânicas obtidas à temperatura ambiente.

Tendo como referência os resultados experimentais obtidos para as propriedades mecânicas dos materiais, assim como a distribuição de temperaturas e de pressão interna devido aos gases resultantes da combustão, foi feita a simulação numérica de diferentes geometrias da conduta, tendo sido determinado o nível das tensões presentes na superfície da conduta. A distribuição de temperatura e pressão introduzidas nas análises numéricas

foram calculadas e verificada a sua validade por comparação com os resultados obtidos por (Cruz, 2009).

Os resultados das análises numéricas sugerem que a alteração da geometria actual da conduta pode ser benéfica uma vez que as tensões principais máximas induzidas na estrutura podem diminuir mais de 26%, quando comparadas com as tensões termomecânicas induzidas na geometria actual da conduta.

Palavras-Chave: Conduta de evacuação de gases de turbinas a gás, Aço AISI 316L, Aço inoxidável austenítico Cr-Mn (1.4376), Ensaios a alta temperatura, Análise por Elementos Finitos

Abstract

In order to eliminate the crack propagation occurred in some exhaust systems of naval gas turbines, three alternative geometries to the current used in service were studied. The local replacement, in the critical areas, of the material currently used in the exhaust, by a new alloy of ultrahigh resistance, is also presented in the text. In fact, the possibility of usage of a new ultrahigh-strength Cr-Mn austenitic stainless steel (ThyssenKrupp, 2009) was studied and some results on experimental tests carried out in this new material are presented.

This thesis can be divided into two main parts. A first part, which presents the experimental tests performed and a second part, which deals with the numerical simulation of the exhaust system by the finite element method.

In the experimental analyses, uniaxial tensile tests, hardness tests and geometric characterization of the weld bead of butt-weld joints between the AISI 316L steel and the Cr-Mn steel were carried out. Some of the experimental results obtained on weld specimens with base material combinations, AISI316L and Cr-Mn steel, at 24ºC and 350ºC, could be summarised as follows: the yield strength of the Cr-Mn steel is about 66% and 35% higher than the obtained for the AISI 316L steel, at 24 and 350ºC, respectively; the tensile strength is also 33% and 19% higher than the AISI 316L steel, at the same temperatures. Hardness tests performed at room temperature revealed mean values in accordance with the mechanical properties obtained at 24ºC.

Taking the mechanical properties of the materials into account and the distributions of temperatures and internal pressure due to the passage of gases resulting from combustion, the numerical simulation of different geometries was made, being determined the stress distribution in the exhaust surface. The temperature and pressure distributions introduced in the numerical models were calculated and its validity verified by comparison with the results obtained by (Cruz, 2009).

The results taking out of the numerical analyses suggest that changing the current geometry may be beneficial since the maximum principal stresses induced in the structure may decrease more than 26%, when compared with the current thermomechanical induced stresses.

Keywords: Gas turbines, exhaust system, AISI 316L austenitic stainless steel, ultrahigh-strength austenitic stainless steel Cr-Mn (1.4376), Uniaxial tests at high temperature, Finite Elements Analyses

Lista de Símbolos

A	área; constante [m^2]
P, F	força; carga aplicada [N]
σ_x, σ_y, σ_z	tensão normal ao plano x, y e z, respectivamente [Pa]
E	Módulo de Young [Pa]
ε_x, ε_y, ε_z	extensão normal nas direcções x, y, z [adimensional]
L, l	comprimento [m]
$\sigma_{máx}$	tensão máxima [Pa]
σ_c	tensão de cedência [Pa]
K	constante [adimensional]
ν	coeficiente de Poison [adimensional]
γ	deformação de corte [adimensional]
τ	tensão de corte [Pa]
x, y, z	coordenadas cartesianas
u, v, w	componentes do deslocamento em x, y, z
M	momento; momento por unidade de distância [N]
Q	força de corte por unidade de distância [N/m]
t	espessura [m]
D	rigidez à flexão da placa [N.m]
T	temperatura [ºC ou ºK]
k	condutividade térmica [W/(m·K]
q	fluxo de calor [W]
h	coeficiente de transmissão de calor [W/(m^2 .K]
m	massa [kg]
ρ	massa volúmica [kg/m^3]

V	velocidade [m/s]
$\dot{m}$	caudal mássico [kg/s]
g	aceleração gravítica [9,81m/s^2]
p	pressão [Pa]
δ	deslocamento [m]
ω	frequência natural de vibração [rad/s, Hz]

Abreviaturas

N.R.P.	Navio da República Portuguesa
M.E.F.	Método dos Elementos Finitos
CFD	Computational Fluid Dynamics – Simulação Numérica de Escoamento

Índice

Índice de Figuras

Índice de Tabelas

Capítulo 1 – Introdução

Com o intuito de aumentar a velocidade máxima de navegação, os N.R.P. da classe ”Vasco da Gama" possuem turbinas a gás ligadas ao veio do hélice, que é utilizado como meio de propulsão naval. A evacuação dos produtos da combustão é feita através de condutas, as quais têm aproximadamente 8 metros de altura, relativos ao primeiro troço do colector, e uma *secção de escoamento* que varia entre 1,56 metros por 1,02 metros na zona inferior de entrada dos produtos da combustão e 2,62 metros por 2,20 metros no topo da conduta. São construídas em chapas calandradas, sob a forma de virolas, em aço inoxidável austenítico de tipo AISI 316L, recozido e temperado, com aproximadamente 3,7 mm de espessura e com acabamento superficial de tipo laminado. São revestidas externamente com isolamento térmico e chapa rebitada.

As primeiras fissuras superficiais detectadas nas condutas localizavam-se na ligação da conduta ao seu anel de suporte inferior, tendo crescido ao longo da espessura, segundo a direcção circunferencial, isto é, segundo uma direcção perpendicular ao eixo longitudinal da conduta. As fissuras nuclearam e propagaram-se em Modo I, sempre a partir do pé do cordão de ligações soldadas em T, sem transferência de carga, ou a partir do pé do cordão de soldaduras topo a topo. Estas fissuras são frequentemente reparadas com recurso a tecnologia da soldadura, mais concretamente através de processos de soldadura por eléctrodo revestido e MIG, ambos com penetração total.

a) b)

Figura 1.1 a) Turbina GE LM2500; b) vista da zona de ligação da conduta ao anel de suporte inferior.

O diagnóstico das causas de fissuração nas condutas de evacuação de gases das turbinas a gás, assim como a definição das alterações a introduzir a nível de projecto e/ou

de processo de fabrico e/ou de materiais, para que não se verifique fissuração em serviço nas referidas condutas, é objecto deste estudo.

Em estudos efectuados anteriormente mediu-se a temperatura de funcionamento na secção intermédia da conduta, tendo-se estimado as restantes temperaturas para as várias secções da mesma. Na zona inferior da conduta, os gases resultantes da combustão estão a uma temperatura de 560°C (segundo informação disponibilizada pelo fabricante das turbinas) e misturam-se com o caudal de ar secundário, à temperatura ambiente, diminuindo assim a sua temperatura inicial e, consequentemente, o efeito nocivo deste parâmetro nas propriedades mecânicas do aço utilizado na construção das condutas de evacuação. Estima-se que a temperatura dos gases após esta mistura seja de cerca de 500°C e que diminua ao longo do eixo longitudinal do sistema, tendo sido medidos 350°C na zona do suporte intermédio da conduta, na chapa [Martins et al., 2008]. Na modelação numérica do sistema de evacuação foram utilizados dois valores de temperatura, de entrada e de saída do fluido na conduta, de 500 e 470ºC, respectivamente. Estes valores estão de acordo com as simulações de escoamento do fluido realizadas (Cruz 2009) e não invalidam o valor de temperatura medido, uma vez que a análise CFD mostrou que o escoamento se desenvolvia numa zona muito confinada da conduta, permitindo a existência de superfícies com temperatura na chapa significativamente menor.

O presente trabalho insere-se no âmbito da atribuição de uma Bolsa de Iniciação Científica e enquadra-se no projecto de I&D "Projecto de Desenvolvimento Tecnológico de Condutas de Evacuação de Gases de Turbinas a Gás Utilizadas para Propulsão Naval", co-financiado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia Projecto PTD/EME-PME/67071/2006.

Trata-se de um projecto com notório interesse tecnológico uma vez que, perante a previsível expansão da utilização de turbinas a gás na propulsão naval, visa a resolução concreta de um problema real e tem elevado interesse científico, pois não está disponível na literatura informação sobre o comportamento de estruturas do tipo das condutas em estudo. É um estudo de caso de falha de natureza interdisciplinar, pois envolve estudos de metalurgia, termodinâmica, e análise e modelação numérica de escoamentos não-isotérmicos e de tensões.

1.1 Enquadramento e Objectivos

Neste trabalho, é feita a sugestão e avaliação de alterações ao projecto para o sistema de condutas de evacuação de turbinas a gás utilizadas para aplicações navais, a fim de eliminar a propagação de fendas que vêm ocorrendo em serviço. A possibilidade de utilização de um novo aço inoxidável ultra-resistente de tipo Cr-Mn (ThyssenKrupp, 2009) está em estudo e alguns resultados experimentais, realizados com esse material, são apresentados.

O aço Cr-Mn possui, por ser de tipo inoxidável e austenítico, condutividade térmica, Módulo de Young e coeficiente de expansão térmica muito semelhantes ao aço actualmente utilizado na conduta, mas tensão de cedência significativamente maior, motivo pela qual se deduz que possa ter maior tensão de cedência cíclica, e por conseguinte, maior resistência ao choque térmico (1-1). A resistência ao choque térmico é caracterizada na literatura pelo parâmetro R_S (R_S= resistência ao choque térmico) [Skelton, 1990].

$$R_S = \frac{\sigma'_y \times k}{E \times \alpha} \qquad \textbf{(1-1)}$$

Onde: σ'_y = Tensão de cedência cíclica
k = Condutividade térmica
E = Módulo de Young
α =Coeficiente de expansão térmica

Para além do referido, o aço Cr-Mn possui menor conteúdo de molibdénio (Mo) e Níquel (Ni), o que diminui o seu custo, mas o penaliza um pouco em termos de resistência à corrosão por picada. Não obstante, o conteúdo em azoto é elevado e uma das causas da maior resistência mecânica deste aço.

As tensões que são induzidas na geometria actual pelos carregamentos termomecânicos, assim como as provocadas por alterações na geometria da conduta foram avaliadas pelo Método dos Elementos Finitos (MEF).

As tensões nominais são induzidas na conduta pela pressão interna exercida pelo fluido, pelo choque térmico que ocorre no arranque e paragem de funcionamento do sistema, pela aceleração e desaceleração do navio (forças de inércia) e pelo peso próprio da estrutura e equipamento a ela associada (ex: silenciadores colocados no interior da conduta). Localmente, as tensões nominais derivadas da aplicação das cargas referidas anteriormente são multiplicadas pelos factores de concentração de tensões existentes, que

dependem, entre outros: do valor do raio do pé do cordão de soldadura e do ângulo de tangência dos cordões, da geometria e tipo das ligações soldadas, do carregamento imposto e da ocorrência de corrosão por picada, etc.

O objectivo deste trabalho é avaliar e discutir algumas alterações ao actual modelo da geometria do sistema, nomeadamente a nível da substituição local, nas zonas críticas, dos materiais actualmente utilizados, por um novo aço inoxidável austenítico de tipo Cr-Mn (nº 1.4376).

Assim, na sequência de estudos efectuados anteriormente, quer directamente relacionados com o problema que está na base da elaboração da presente dissertação, quer no âmbito de outras linhas de investigação, pretende-se quantificar de forma mais exacta o nível de tensões resultante da pressão induzida na parede da conduta pela passagem do fluido e pelo efeito térmico. Para esse fim, construíram-se modelos computacionais da estrutura em elementos finitos. O trabalho de modelação numérica da conduta de evacuação de gases e determinação das tensões/deformações presentes na mesma desenvolver-se-á utilizando os programas ANSYS® e COSMOSWorks®, tendo em consideração constrangimentos de fabrico e procurando as soluções que minimizem os custos envolvidos nas alterações sugeridas.

Em paralelo, pretende-se caracterizar o comportamento mecânico dos aços inoxidáveis austeníticos envolvidos no estudo, quando sujeitos a alta temperatura e à temperatura ambiente. Para tal realizaram-se ensaios de tracção uniaxial e ensaios de dureza, que foram acompanhados pela análise metalográfica das ligações soldadas efectuadas.

1.2 Breve Descrição da Organização da Tese

A dissertação está organizada em 7 capítulos e 9 anexos.

O Capítulo 1, relativo à Introdução, apresenta a estrutura da dissertação. Este capítulo inicia-se com uma secção dedicada aos Agradecimentos e um subcapítulo que constitui o Resumo da dissertação. Seguidamente apresenta-se a introdução à dissertação, na qual se definem o problema e objectivos genéricos da dissertação e onde se faz, concomitantemente, uma descrição dos diversos capítulos.

O Capítulo 2, *Conceitos Fundamentais*, apresenta o enquadramento teórico da tese e encontra-se estruturado em 6 subcapítulos, nomeadamente: o primeiro, Transmissão de Calor; o segundo, Mecânica de Fluidos - Escoamento em Condutas; o terceiro, Materiais Estudados; o quarto, Ensaios de Tracção Uniaxial; o quinto, Testes de Dureza e o sexto subcapítulo, relativo à Validação da determinação da Frequência Natural e Modos de vibração da estrutura pelo método dos elementos finitos.

No subcapítulo *Transmissão de Calor*, pretendeu-se validar a metodologia utilizada no estudo da distribuição de temperaturas ao longo da conduta devido à diferença de temperaturas na entrada e saída da conduta; no segundo subcapítulo, a matéria em estudo é a Mecânica de Fluidos tendo em especial atenção, o escoamento no interior de condutas; no terceiro subcapítulo são analisadas as propriedades dos materiais em estudo; no quarto subcapítulo é feita uma introdução aos ensaios de tracção e o quinto subcapítulo refere-se a testes de durezas; finalmente, no sexto subcapítulo estudar-se-ão os modos de vibração e a obtenção das frequências de vibração de sistemas/estruturas, com fundação elástica, uma vez que a conduta é suportada por molas.

O Capítulo 3, Trabalho Experimental, começa por descrever os ensaios laboratoriais efectuados, de modo a melhor compreender as características e propriedades dos materiais em estudo. No subcapítulo, Ensaios de Tracção Uniaxial apresenta-se a forma como os provetes foram fabricados e são apresentados os resultados obtidos para duas temperaturas de ensaio: a temperatura ambiente e a temperatura obtida na superfície da conduta em funcionamento. No subcapítulo, Ensaios de Dureza, expõe-se como se obtiveram as amostras e os resultados de dureza. O subcapítulo relativo à caracterização geométrica do cordão de soldadura começa pela exposição dos procedimentos utilizados na recolha de dados e apresenta os procedimentos estatísticos utilizados no tratamento dos dados obtidos.

O capítulo 4, Cálculo Analítico e Numérico, inicia-se com a breve explicação dos estudos a efectuar, a que se seguem subcapítulos designados por: *Distribuição de Temperatura* e *Distribuição de pressão*, dedicados à apresentação dos resultados da análise numérica e analítica de carregamentos a que a conduta está sujeita. No subcapítulo *Método de elementos finitos* é feita a explicação e uma introdução às análises numéricas realizadas no quinto capítulo.

O Capítulo 5 é dedicado à realização de simulações numéricas. Os subcapítulos estão divididos de acordo com o estudo das diferentes geometrias da conduta propostas pelo autor e, em cada subcapítulo, são apresentadas as distribuições das tensões obtidas, seguida da realização da análise aos resultados.

O Capítulo 6, Conclusões, faz uma síntese dos principais resultados obtidos no estudo efectuado e no Capítulo 7, Trabalhos Futuros, listam-se uma série de recomendações de trabalhos futuros que derivam directamente do estudo efectuado, mas apresentando também outras de âmbito mais alargado ou de carácter mais teórico.

O texto desta dissertação conclui-se com os 9 anexos. No Anexo A são apresentados todos os diagramas dos ensaios de dureza obtidos, uma vez que no capítulo 3.3, apenas se apresentam os diagramas mais representativos. No Anexo B, Tabela de Resultados, são apresentados todos os valores recolhidos para o subcapítulo 3.4, tais como o raio de curvatura ou o ângulo de tangência, para caracterizar geometricamente o cordão de soldadura dos provetes inspeccionados. No Anexo C, são apresentadas algumas propriedades mecânicas e térmicas do aço AISI 316L, que foram utilizadas nas análises numéricas. No Anexo D, são apresentados gráficos da distribuição de pressão efectuados em trabalhos anteriores e que serviram de comparação para os valores calculados analiticamente para cada secção da conduta (capítulo 4.3). No Anexo E, Molas, apresentam-se as propriedades das molas que suportam toda a estrutura e que podem ser utilizadas em futuros estudos e desenvolvimentos. No Anexo F, são apresentados os desenhos técnicos dos elementos estudados no subcapítulo 4.4 para o cálculo do factor de concentração de tensões. Nos Anexos G, H e I são apresentadas imagens das malhas de cada geometria estudada no capítulo 5.

Capítulo 2 – Conceitos Fundamentais

Para alcançar os objectivos referidos no Capítulo 1, existiu a necessidade de se validarem os resultados numéricos obtidos por intermédio do *software* utilizado. Deste modo, foram inicialmente obtidas as soluções analíticas de exemplos teóricos simples, as quais foram comparadas com os resultados obtidos por via numérica.

Inicia-se este capítulo pela análise da transmissão de calor, cuja matéria é importante para a obtenção da distribuição de temperaturas ao longo da conduta devido à diferença de temperaturas à entrada e à saída do sistema de evacuação; no segundo subcapítulo, a matéria em estudo é a Mecânica de Fluidos tendo em especial atenção, o escoamento no interior de condutas; no terceiro subcapítulo são analisadas as propriedades dos materiais em estudo; no quarto subcapítulo é apresentada uma pequena bibliografia sobre ensaios de tracção; no quinto subcapítulo, uma pequena bibliografia sobre ensaios de durezas; e, finalmente, no sexto subcapítulo procede-se à determinação da Frequência Natural e Modos de Vibração pelo MEF de vários problemas analíticos simples,

2.1 Transmissão de Calor

A transmissão de calor define-se como a transferência de energia através da fronteira de um sistema e provocada exclusivamente pela diferença de temperatura.

A condução, a convecção e a radiação térmica constituem três mecanismos fundamentais mediante os quais se realiza a transmissão de calor. Estes mecanismos de transmissão de calor ocorrem em sólidos e em fluidos, sendo que transferência de calor pela condução de uma superfície sólida para um fluido em movimento é conhecida como a transmissão de calor por convecção.

Do ponto de vista termodinâmico, a temperatura T é uma propriedade que serve de indicador da energia cinética possuída pelas moléculas, átomos e partículas subatômicas de uma substância; quanto maior a agitação destes componentes básicos, com os quais a matéria é composta, mais elevada é a temperatura da substância. Sob este prisma, a transferência de calor por condução é simplesmente a transferência de energia provocada por uma interacção

física entre moléculas adjacentes de uma substância a temperaturas diferentes [Thomas, 1985].

Com base em observações experimentais, pode exprimir-se o fluxo de calor transferido por condução, na direcção *x*, q_x, através de uma área finita A_x onde T é apenas uma função de *x* por

$$q_x = -kA_x \frac{dT}{dx} \qquad \textbf{(2-1)}$$

em que A_x é perpendicular à direcção da transferência *x* e *k* é a condutividade térmica da substância. Esta equação é conhecida como a Lei de Fourier para a condução e foi usada pela primeira vez por este físico-matemático francês.

Conforme referido, a convecção é a transmissão de calor de uma superfície para um fluido em movimento. O mecanismo da condução do calor tem um papel primordial na convecção. A análise teórica da convecção exige o emprego das leis fundamentais da conservação da massa, da quantidade de movimento e da energia, além das leis particulares das tensões de corte viscoso e da condução na formulação matemática dos fenómenos do escoamento do fluido e da transferência de energia. A resolução destas equações fornece previsões para as distribuições de velocidade e de temperatura no interior do fluido, com as quais se prevêem fluxos de transferência de calor no interior do fluido mediante a lei da condução de Fourier.

No que se refere à análise teórica da transferência convectiva de calor, a lei particular para as tensões de corte para fluidos newtonianos pode escrever-se como

$$\tau = \frac{dF}{dA} = \mu \frac{\partial u}{\partial y} \qquad \textbf{(2-2)}$$

onde a viscosidade μ é uma propriedade do fluido com as unidades kg/(ms), y é a distância em relação à parede, *d*A o elemento diferencial da área perpendicular a y, dF o diferencial da força de corte que actua sobre a área *d*A, τ a tensão de corte, e *u* a velocidade axial. O engenheiro está, em geral, interessado no fluxo de transmissão de calor por convecção e não na distribuição de temperatura no fluido. Por isso, um tratamento prático para a análise da convecção de calor em superfícies como uma placa plana, parte da equação da forma

$$q_c = hA_s\left(T_s - T_F\right) \qquad \textbf{(2-3)}$$

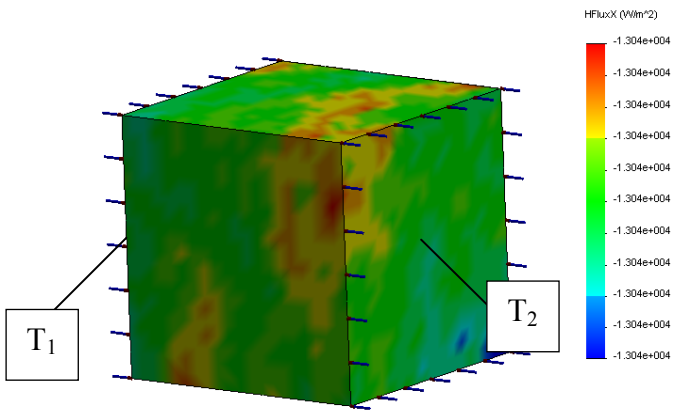
onde q_c é o fluxo de calor transferido de uma superfície à temperatura constante T_s para um fluido com a temperatura T_F, A_s é a área superficial e *h* é o coeficiente médio de transmissão de calor por convecção; a unidade de *h* é o W/(m^2 ºC).

As equações dos problemas de transmissão de calor em diferenças finitas constituem um sistema de equações algébricas. Em virtude do uso generalizado dos computadores digitais, podemos resolver rapidamente o grande número de equações algébricas que se obtêm, frequentemente, pelo método das diferenças finitas, o que faz do tratamento numérico o método primário de solução, nos dias de hoje, dos problemas de transmissão de calor multidimensionais. Este poderoso tratamento resolve problemas de condução de calor, tanto em estado transiente como permanente [Thomas, 1985].

Desconhecendo-se o método ou métodos que o *software* COSMOSWorks® utiliza na resolução do sistema de equações dos problemas de transmissão de calor, foi feita a validação do estudo de transmissão de calor por intermédio do Método dos Elementos Finitos (MEF) através de dois exemplos simples.

2.1.1 Validação da utilização do MEF para problemas de Transmissão de Calor

Para validar o estudo de problemas de condução de calor pelo MEF, utilizou-se um elemento finito de tipo sólido, utilizou-se como exemplo, um cubo com 50mm de aresta, constituído por um material com uma condutividade térmica igual a 16,3 W/(m.K) e duas temperaturas impostas nas faces opostas, T1 e T2, de 20 e 60ºC, respectivamente (Figura 2.1).



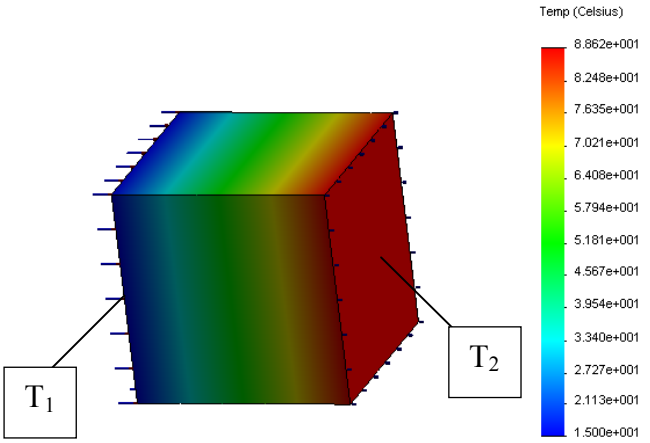
$$T_1 = 20^{\circ} C$$
$$T_2 = 60^{\circ} C$$
$$q/A = ?$$

$$\frac{q}{A} = k\frac{\Delta T}{\Delta x} = 16{,}3\frac{40}{50\times 10^{-3}} =$$
$$= 1{,}3040\times 10^{4} W/m^2$$

Figura 2.1 Exemplo 1. Diagrama do fluxo de calor num cubo com 50mm de aresta.

Utilizando-se a mesma geometria e material do cubo da Figura 2.1, impôs-se um fluxo de calor por unidade de área de 24000W/m^2 e a temperatura T1 de 15ºC, procurando-se calcular a temperatura na face oposta, T2 (Figura 2.2).

A diferença observada entre os resultados obtidos por cálculo analítico e numérico foi nula, validando-se a utilização do *software* para análises do tipo de condução de calor.



$$T_1 = 15^{\circ} C$$

$$q/A = 24000 W/m^2$$

$$T_2 = ?$$

$$T_2 = \frac{24000 \times 50 \times 10^{3}}{16{,}3} + 15 =$$

$$= 88.62^{\circ} C$$

Figura 2.2 Exemplo 2. Diagrama da distribuição de temperaturas num cubo de 50mm de aresta, sujeito a um fluxo de calor constante.

2.2 Mecânica de Fluidos – Escoamento em Condutas

O teorema de transporte de Reynolds, estabelece uma relação entre as taxas de variação do sistema e os integrais de volume e de superfície do volume de controlo, estando as derivadas temporais do sistema relacionadas com as leis básicas da Mecânica. Eliminando as derivadas temporais do sistema, no teorema e nas leis, resultam formas de volume de controlo, ou formas integrais, para as leis da Mecânica dos Fluidos [White, 2002]. Para a conservação da massa, tem-se:

$$\left(\frac{dm}{dt}\right)_{sist} = 0 = \frac{d}{dt}\left(\int_{VC} \rho d\upsilon\right) + \int_{SC} \rho (V_r \cdot n) dA \qquad \textbf{(2-4)}$$

Esta é a forma integral da lei de conservação da massa para um volume de controlo deformável. Para um volume de controlo fixo, tem-se:

$$\int_{VC} \frac{\partial \rho}{\partial t} d\upsilon + \int_{SC} \rho (V \cdot n) dA = 0 \qquad \textbf{(2-5)}$$

Caso o volume de controlo tenha um certo número de entradas e saídas unidimensionais, pode-se escrever:

$$\int_{VC} \frac{\partial \rho}{\partial t} d\upsilon + \sum_i (\rho_i A_i V_i)_{sai} - \sum_i (\rho_i A_i V_i)_{ent} = 0 \qquad \textbf{(2-6)}$$

Outros casos especiais podem ocorrer, como por exemplo o caso de o escoamento no interior do volume de controlo ser estacionário. Neste caso, $\partial\rho/\partial t = 0$, e a equação (2-6) reduz-se a

$$\sum_i \left(\rho_i A_i V_i\right)_{ent} = \sum_i \left(\rho_i A_i V_i\right)_{sai} \qquad \textbf{(2-7)}$$

Esta equação estabelece que, para um escoamento estacionário, os fluxos de massa que entram e saem do volume de controlo devem contrabalançar-se.

Simplificações adicionais ainda são possíveis se o escoamento for incompressível, o qual pode ser definido como um escoamento que apresenta variações de densidade desprezáveis para a exigência de conservação da massa. Como é aceite, todos os líquidos são aproximadamente incompressíveis e o escoamento de gases pode comportar-se como se fosse incompressível, em particular se a velocidade do gás for inferior a 30% da velocidade do som no gás [White, 2002]. O resultado é uma lei de conservação para escoamentos incompressíveis:

$$\sum_i \left(A_i V_i\right)_{ent} = \sum_i \left(A_i V_i\right)_{sai} \qquad \textbf{(2-8)}$$

Estreitamente relacionada com a equação da energia para escoamento estacionário, existe uma relação entre pressão, velocidade e elevação para um fluido sem atrito, conhecida como Equação de Bernoulli. A Equação de Bernoulli é muito usada, mas é necessário estar atento às suas restrições, uma vez que todos os fluidos são viscosos e, portanto, todos os escoamentos apresentam algum atrito. Para usar correctamente a Equação de Bernoulli, dever-se-á restringi-la a regiões de escoamento aproximadamente sem atrito.

Considerando, na Figura 2.3, um volume de controle formado por um tubo de corrente elementar, fixo, de área variável A(s) e comprimento ds, onde *s* é uma coordenada natural na direcção das linhas de corrente, as propriedades (ρ, V, p) podem variar com s e com o tempo,, mas admite-se que são uniformes sobre a secção transversal *A*. A orientação θ do tubo de corrente é arbitrária, com uma variação de elevação dz =ds.senθ. O atrito no tubo de corrente mostra-se na figura, mas pode ser desprezado [White, 2002].

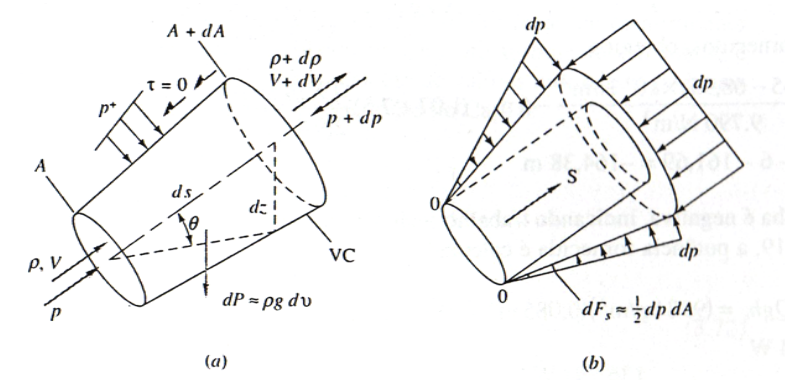


Figura 2.3 Equação de Bernoulli para um escoamento sem atrito ao longo de uma linha de corrente: (a) forças e fluxos; (b) forças líquidas de pressão após a subtracção de p.

A conservação da massa, (2-8), para este volume de controlo elementar, conduz a:

$$\frac{d}{dt}\left(\int_{VC} \rho d\upsilon\right) + \dot{m}_{sai} - \dot{m}_{ent} = 0 \approx \frac{\partial \rho}{\partial t} d\upsilon + d\dot{m} \qquad \textbf{(2-9)}$$

onde $\dot{m} = \rho A V$ e $d\upsilon \approx A\, ds$. Logo, a forma desejada para a conservação de massa é:

$$d\dot{m} = d(\rho A V) = -\frac{\partial \rho}{\partial t} A\ ds \qquad \textbf{(2-10)}$$

Esta relação não requer a hipótese de escoamento sem atrito. A relação de quantidade de movimento linear, na direcção das linhas de corrente é:

$$\sum dF_s = \frac{d}{dt}\left(\int_{VC} V \rho d\upsilon\right) + (\dot{m}V)_{sai} - (\dot{m}V)_{ent} \approx \frac{\partial}{\partial t}(\rho V) A\ ds + d(\dot{m}V) \qquad \textbf{(2-11)}$$

onde V_s=V, pois *s* está na direcção da própria linha de corrente. Se se desprezar a força de corte nas paredes (escoamento sem atrito), as forças devem-se à pressão e à gravidade. A força da gravidade na direcção da linha de corrente é igual ao correspondente componente do peso do fluído dentro do volume de controlo:

$$dF_{s,grav} = -dP\ sen\theta = -\gamma A\ ds\ sen\theta = -\gamma A\ dz \qquad \textbf{(2-12)}$$

A força de pressão é mais facilmente visualizada, na Figura 2.3b, subtraindo-se antes um valor uniforme *p* de todas as superfícies, lembrando, que isso não altera a força de pressão resultante. A força de pressão ao longo da lateral inclinada do tubo de corrente tem um componente na direcção das linhas de corrente, que actua não sobre *A*, mas sobre o anel externo correspondente à variação de área dA. A força de pressão resultante é, portanto,

$$dF_{s,press} = \tfrac{1}{2}\, dp\ dA - dp(A + dA) \approx -A\ dp \qquad \textbf{(2-13)}$$

Substituindo-se os dois termos de força na relação da quantidade de movimento, obtém-se:

$$dF_s = -\gamma A\ dz - A\,dp = \frac{\partial}{\partial t}(\rho V)A\ ds + d(\dot{m}V) = \frac{\partial \rho}{\partial t}VA\ ds + \frac{\partial V}{\partial t}\rho A\ ds + \dot{m}\ dV + v\ d\dot{m}$$

O primeiro e o último termo da direita cancelam-se, em virtude da relação de continuidade, equação (2-10). Dividindo-se o que resta por ρA e refazendo, obtém-se a relação final desejada:

$$\frac{\partial V}{\partial t}ds + \frac{\partial p}{\rho} + V\ dV + g\ dz = 0 \qquad \textbf{(2-14)}$$

Esta é a Equação de Bernoulli para escoamento sem atrito ao longo de uma linha de corrente. Ela está na forma diferencial e pode ser integrada entre dois pontos quaisquer (1 e 2) sobre a linha de corrente:

$$\int_1^2 \frac{\partial V}{\partial t}ds + \int_1^2 \frac{\partial p}{\rho} + \frac{1}{2}\left(V_2^{\,2} - V_1^2\right) + g(z_2 - z_1) = 0 \qquad \textbf{(2-15)}$$

Para avaliar os dois integrais restantes, deve-se estimar o efeito não-estacionário $(\partial V/\partial t)$ e a variação da massa específica com a pressão. Neste momento, considera-se apenas o caso de escoamento permanente $(\partial V/\partial t = 0)$ e incompressível (densidade constante), para o qual a equação (2-15) fica na forma da equação de Bernoulli para escoamento sem atrito, permanente, incompressível, ao longo de uma linha de corrente [White, 2002]:

$$\frac{p_2 - p_1}{\rho} + \frac{1}{2}\left(V_2^{\,2} - V_1^2\right) + g(z_2 - z_1) = 0$$

Ou

$$\frac{p_1}{\rho} + \frac{1}{2}V_1^2 + gz_1 = \frac{p_2}{\rho} + \frac{1}{2}V_2^{\,2} + gz_2 = const \qquad \textbf{(2-16)}$$

2.3 Materiais Estudados

A resistência à corrosão dos aços deve-se fundamentalmente ao elemento Crómio que é adicionado ao aço durante a produção deste. Um mínimo de 13% de crómio é necessário para formar uma camada superficial inerte e resistente à corrosão, que não só protege contra a corrosão, mas também contra oxidação possível de ocorrer a alta temperatura. Os Aços inoxidáveis que contêm molibdénio são ideais para protecção contra a corrosão em água do mar [Nirosta].

De entre os aços inoxidáveis, destacam-se, três classes principais: a classe dos aços inoxidáveis ferríticos, a dos martensíticos e a dos austeníticos, de que a estrutura em análise é construída.

A classe dos austeníticos contém aproximadamente 10% Ni. Estes aços possuem excelente resistência à corrosão, boa enformabilidade, são soldáveis, não são magnéticos, apresentam um arranjo atómico cúbico de faces centradas, são materiais dúcteis e fáceis de maquinar [Nirosta].

A série AISI 300 é composta por ligas ternárias de Fe-Cr-Ni, contendo cerca de 16% a 25% de Cr e 7% a 20% de Ni. A sua microestrutura é austenítica, que é uma estrutura cristalina cúbica de faces centradas (CFC). Embora apresentando uma boa resistência à corrosão, estas ligas, quando soldadas ou arrefecidas lentamente a partir de temperaturas elevadas, podem tornar-se susceptíveis à corrosão intergranular pela precipitação de carbonetos de crómio nos limites de grão [European Prestandard ENV 1993-1-4:1996]. Esta desvantagem pode ser superada através da adição de elementos de liga estabilizadores, tais como o titânio (Ti) ou nióbio (Nb) ou garantir que o teor de carbono (C) é inferior a 0,03% [European Prestandard ENV 1993-1-4:1996]. A adição de molibdénio (Mo) aumenta a resistência à corrosão por picada.

O aço inoxidável AISI 316 L, utilizado na fabricação da conduta de evacuação de gases de combustão, devido à adição de molibdénio, apresenta maior resistência a ácidos não-oxidantes que outros aços inoxidáveis e, devido ao seu baixo teor de carbono, pode ser soldado em todas as dimensões sem se tornar susceptível a corrosão intergranular. Esta resistência à corrosão intergranular é mantida até aos 400°C. Este material pode ser usado em canalizações de água potável ou sistemas de águas residuais. Este aço tem um vasto campo de aplicações e é muito usado nas indústrias têxtil e química, na construção de centrais nucleares e termoeléctricas, em produtos domésticos, em tecnologia ligada à alimentação, na construção de componentes hidráulicos como bombas ou turbinas; também é indicado para contentores de armazenamento e transporte de materiais tóxicos [Nirosta]. Pode também ser utilizado como biomaterial metálico, uma vez que apresenta uma combinação de propriedades como resistência à corrosão, biocompatibilidade e resistência mecânica, aliadas à possibilidade de fabricação a um baixo custo.

Com o objectivo de estudar as propriedades mecânicas de dois materiais - o actual aço inoxidável AISI 316L (nº. 14404 da norma EN 10088-1) e o aço inoxidável austenítico Cr-Mn

(nº 14376 da norma EN 10088-1), - foram realizados ensaios de tracção uniaxial, para duas temperaturas diferentes: à temperatura ambiente e à temperatura de 350ºC, tal como foi referido na introdução, esta temperatura foi medida na superfície da conduta, junto ao anel inferior, com a turbina em funcionamento.

A composição química dos materiais de base estudados (Tabela 1) foi obtida por análise espectrométrica de emissão óptica por faísca [Martins, 2007]. O método consiste em produzir, a partir de um eléctrodo, fabricado em tungsténio e com um diâmetro compreendido entre 3 e 6mm, uma descarga eléctrica sobre a superfície da amostra, forçando esta a libertar partículas contendo os constituintes da liga para uma atmosfera inerte. Os constituintes são arrastados pela atmosfera para os analisadores para ser posteriormente analisada, em termos relativos, a concentração de cada constituinte. A atmosfera, para permitir uma boa excitação da amostra e a não contaminação das partículas libertadas, deve ser constituída por Árgon com um grau de pureza de 99,998%. Antes de cada utilização o equipamento foi calibrado com materiais de referência (com uma composição similar à do material a ensaiar), homogéneos e livres de porosidades. Esses materiais de referência devem contemplar as gamas expectáveis para os vários elementos químicos constituintes do aço, sendo que no mínimo são necessários três elementos químicos. A superfície da amostra deverá ser preparada para que apresente um polimento superficial semelhante à do material de referência [Martins, 2007].

Tabela 1 Composição química dos materiais de base estudados, em percentagem [%]

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	V	N
1.4404	0,05	0,37	1,30	0,03	0,004	17,34	2,23	11,11	0,22	0,07	0,08
1.4376	0,05	0,34	6,54	0,02	0,001	18,31	0,10	4,40	0,16	0,06	0,18

A composição química dos dois materiais de adição recomendados pela ThyssenKrupp no fabrico das ligações soldadas de tipo topo-a-topo e em T do aço AISI 316L com o aço Cr-Mn constam na Tabela 2 [Martins, 2007] e têm propriedades mecânicas iguais ou superiores à dos materiais base.

Tabela 2 Composição e propriedades mecânicas dos metais de adição Thermanit GE-316L Si e Thermanit X.

Thermanit GE-316L Si

Classificação:

EN 12072	AWS A5.9	Mat. Nº
G 19 12 3 L Si	ER316LSi	1.4430

Composição Química [%]:

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni
0.02	0.8	1.7	18.8	2.8	12.5

Propriedades Mecânicas (material como-soldado, T=24ºC):

$\sigma_{0.2\%}$ [MPa]	$\sigma_{1.0\%}$ [MPa]	σ_R [MPa]	ε [%]
380	420	560	35

em que:

$\sigma_{0.2\%}$-Tensão de cedência (0.2%) [MPa]
$\sigma_{1\%}$-Tensão de cedência (1%) [MPa]
σ_R - Tensão de rotura [MPa]

Outras Informações:
Estrutura: Austenite com ferrite residual
Polaridade: + ; Gás de protecção (EN 439) M12, M13

Thermanit X

Classificação:

EN 12072	AWS A5.9	Mat. Nº
G18 8 Mn	ER307 (mod)	1.4376

Composição Química [%]:

C	Si	Mn	Cr	Ni
0.08	0.8	7.0	19.0	9.0

Propriedades Mecânicas (material como-soldado, T=24ºC):

$\sigma_{0.2\%}$ [MPa]	$\sigma_{1.0\%}$ [MPa]	σ_R [MPa]	ε [%]
370	400	600	35

Na Tabela 3 são apresentadas algumas propriedades para o aço inoxidável austenítico AISI 316 L, sendo feita a comparação das propriedades mecânicas, que constam da base de dados online Matweb (http://www.matweb.com), com as fornecidas pelo fabricante ThyssenKrupp Nirosta e com as propriedades obtidas na análise espectrométrica de emissão óptica por faísca [Martins, 2007].

Tabela 3 Propriedades do Aço Inoxidável Austenítico AISI 316 L

	MatWeb®	NIROSTA® 4404	Análise Espectrométrica
Propriedades fisicas			
Densidade [kg/m^3]	8000	8000	
Propriedades mecânicas			
Dureza [HV - Vickers]	147		
Tensão de rotura [MPa]	560	530 - 680	
Tensão de cedência [MPa]	290	>270	
		139 @ 350ºC	
Alongamento [%]	50	>40	
Módulo de Elasticidade [GPa]	193	200 @ 20ºC 165 @ 500ºC	
Coeficiente de Poisson	0,25		
Propriedades Térmicas			
Calor Especifico [J/kg ºC]	500	500	
Condutividade térmica [W/m.K]	16,2 @ 100ºC	15 @ 20ºC	
	21,4@ 500ºC		
Ponto de Fusão [ºC]	1375-1400		
Propriedades dos elementos Componentes			
Carbono, C [%]	0,03	0,03	0,05
Crómio, Cr [%]	17	16,5 – 18,5	17,34
Ferro, Fe [%]	65		
Manganês, Mn [%]	2	<2	1,30
Molibdénio, Mo [%]	2,5	2,0 – 2,5	2,23
Níquel, Ni [%]	12	10,0 – 13,0	11,11
Nitrogénio, N [%]	0,01		0,08
Fósforo, P [%]	0,045		0,03
Silício, Si [%]	1		0,37
Enxofre, S [%]	0,03		0,004

Observa-se que os valores obtidos na análise espectrométrica estão de acordo com a literatura e com os dados do fabricante.

Na Tabela 4 são apresentadas algumas propriedades para o aço inoxidável austenítico Cr-Mn e é feita a comparação das propriedades dadas pelo fabricante ThyssenKrupp Nirosta com as propriedades obtidas na análise espectrométrica de emissão óptica por faísca [Martins, 2007].

Tabela 4 Propriedades do Aço Inoxidável Austenítico Cr-Mn

	NIROSTA® H400	Análise Espectrométrica
Propriedades fisicas		
Densidade [kg/m^3]	7900	
Propriedades mecânicas		
Dureza [HV - Vickers]		
Tensão de rotura [MPa]	600 - 900	
Tensão de cedência [MPa]	420	
	245 @ 350ºC	
Alongamento [%]	>40	
Módulo de Elasticidade [GPa]	200 @ 20ºC	
Coeficiente de Poisson		
Propriedades Térmicas		
Calor Especifico [J/kg ºC]	500 @ 20ºC	
Condutividade térmica [W/m.K]	15 @ 20ºC	
Ponto de Fusão [ºC]		
Propriedades dos elementos Componentes		
Carbono, C [%]	< 0,10	0,05
Crómio, Cr [%]	17,0 – 19,5	18,31
Ferro, Fe [%]		
Manganês, Mn [%]	6,0 – 9,0	6,54
Molibdénio, Mo [%]		0,10
Níquel, Ni [%]	< 4,5	4,40
Nitrogénio, N [%]	< 0,30	0,18
Fósforo, P [%]	< 0,045	0,02
Silício, Si [%]	< 1,0	0,34
Enxofre, S [%]	< 0,015	0,001

Observa-se que os valores obtidos experimentalmente estão de acordo com os valores fornecidos pelo fabricante, validando-se desta forma as propriedades e características do material.

2.4 Ensaios de Tracção Uniaxial

A finalidade principal de qualquer ensaio mecânico num material é obter dados sobre o seu comportamento mecânico e comparar de modo qualitativo e quantitativo com o comportamento de outros materiais, permitindo fazer a selecção para uma dada aplicação.

O ensaio de tracção é largamente usado na indústria, não só para a obtenção de dados elementares sobre os materiais para utilização no projecto, mas também como teste de aceitação e controlo de qualidade na especificação dos materiais. No ensaio de tracção, submete-se um provete do material a uma força continuamente crescente até se observar a sua rotura. A força aplicada é uniaxial e realiza-se uma observação e registo simultâneo do alongamento sofrido pelo provete. Os provetes são geralmente normalizados com dimensões e proporções geométricas estabelecidas por instituições especializadas de normalização em vários países (exemplo: normas DIN (Alemanha), BS (Inglaterra), ASTM (EUA), NP (Portugal), etc.). Os provetes apresentam normalmente uma secção transversal rectangular ou circular e são ensaiados em máquinas de ensaio que dispõem de dispositivos de fixação apropriados (amarras ou garras), que devem garantir uma perfeita axialidade na aplicação da carga e não permitir, além disso, qualquer escorregamento do provete nas amarras. Este aspecto da axialidade da carga é muito importante porque, havendo desvios na linha de aplicação da carga, cria-se uma componente de flexão, que conduz a resultados errados, pois o estado de tensão deixa de ser rigorosamente de tracção uniaxial [Branco, 1998].

Nas máquinas de ensaio de tracção, a carga é aplicada mediante o deslocamento de um travessão onde o provete e a amarra se encontram fixos. Geralmente a outra extremidade do provete está ligada pela outra amarra a um travessão fixo. O travessão móvel desloca-se a uma dada velocidade, que pode ser mantida constante ou ajustada manualmente durante o ensaio, o que depende do tipo de máquina utilizado. As máquinas de ensaios de tracção podem ser de vários tipos, em que o travessão móvel se desloca por um sistema mecânico, hidráulico, ou servo-hidráulico.

A carga desenvolvida durante o ensaio é medida utilizando um registo analógico ou digital e, nas máquinas mais recentes, as cargas são medidas utilizando células de carga providas de extensómetros eléctricos e previamente calibradas. As extensões são geralmente medidas através de transdutores de tipo resistivo ou indutivo, que devem ser directamente aplicados ao provete. Sempre que possível, devem medir-se as extensões directamente no provete a ensaiar, considerando um determinado comprimento inicial definido pelos pontos de

encosto do extensómetro/transdutor ao provete. Medir os deslocamentos entre travessões ou entre outros pontos da máquina conduz a erros muito elevados, pois, a deformação da máquina de ensaios é mais importante que a deformação do provete e ficará, nesse caso, compreendida na deformação total medida [Branco, 1998].

2.5 Testes de Dureza

Os ensaios de dureza são, sem dúvida, os mais utilizados na indústria, especialmente na indústria metalomecânica, sendo empregues no controlo de qualidade de materiais e peças acabadas. A simplicidade de execução e o baixo custo dos equipamentos justificam a sua utilização generalizada. A aplicação dos ensaios de dureza inclui a determinação aproximada das características de ductilidade e resistência de materiais, controlo de qualidade em tratamentos térmicos e mecânicos, controlo de qualidade em processos de enformação e em etapas de fabricação, etc [Branco, 1998].

A dureza de um metal pode definir-se de várias maneiras, sendo no entanto a definição mais usual a maior ou menor resistência do material à indentação ou penetração. A determinação da dureza tem a finalidade de saber se o material atingiu uma determinada condição metalúrgica e (ou) mecânica, podendo servir como aproximação grosseira à determinação do valor da tensão de rotura.

Neste subcapítulo descreve-se resumidamente o tipo de ensaio de dureza utilizado durante a elaboração da dissertação: o ensaio Vickers.

O ensaio Vickers utiliza uma pirâmide quadrangular de diamante como instrumento de indentação (Figura 2.4). O ângulo entre as faces opostas da pirâmide é de 136°, valor que foi escolhido de modo a obter uma boa relação entre o valor das durezas Vickers e Brinell. O ângulo de 136° corresponde à geometria de uma impressão dada por uma razão d/D = 0,375, considerando a pirâmide tangente à esfera de diâmetro D do ensaio Brinell representada na Figura 2.4.

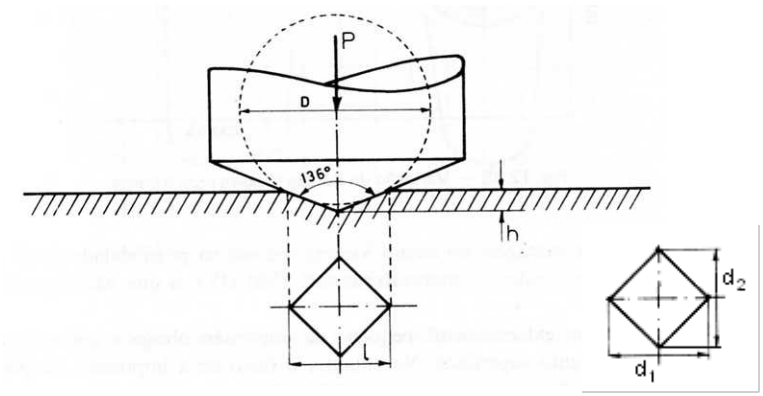


Figura 2.4 Geometria da indentação no ensaio Vickers.

No ensaio Vickers o n.º de dureza é definido pelo quociente entre a carga aplicada em kg e a área de contacto, A (2-17), da impressão em mm^2. Sendo l o comprimento médio da diagonal do losango da impressão ($l = (d_1 + d_2)/2$), a área de contacto e a dureza Vickers são dados pelas equações (2-17, 2-18):

$$A = \frac{l^2}{2sen\frac{1}{2}(136^{\circ})} = \frac{l^2}{1{,}854} \qquad \textbf{(2-17)}$$

$$\therefore \text{Dureza Vichers (HV)} = 1{,}854\frac{P}{l^2} \qquad \textbf{(2-18)}$$

A dimensão extremamente pequena da impressão obriga a que a peça tenha um bom acabamento superficial. No entanto, o facto de a impressão ser pequena é vantajoso por não deixar marca na peça já fabricada e permitir, eventualmente, a sua utilização em serviço, ainda que contendo a indentação resultante do Ensaio de Dureza aplicado. Por outro lado, a pequenez de tamanho da impressão permite determinar a dureza em vários pontos de uma secção transversal e, assim, estabelecer a variação da dureza através da espessura de um componente, por exemplo.

No ensaio Vickers, a carga é aplicada automaticamente durante 15 seg. e o comprimento das diagonais da impressão é medido com um microscópio incorporado no durómetro, com uma precisão da ordem de 0,01 mm.

A medida de dureza Vickers exige que se adoptem certas precauções, a fim de se obterem valores tanto quanto possível exactos [Branco, 1998]. As mais importantes são:

- a superfície do material deve estar polida;
- ausência absoluta de vibrações;
- peças solidamente fixadas;

- a distância entre o centro da impressão e o bordo da peça deve ser superior a duas vezes a diagonal;
- a distância entre centros de duas impressões deve ser superior a três vezes a diagonal da base da diagonal impressa;
- as superfícies curvas devem apresentar raios de curvatura não inferiores a 5 mm.

2.6 Validação da determinação da Frequência Natural de Vibração pelo MEF

A vibração mecânica consiste no movimento de um ponto material, ou de um corpo, que oscila em torno da sua posição de equilíbrio [Kelly, 2000]. Porém, a maioria delas são indesejáveis nas estruturas, pois induzem o aparecimento de tensões, além de criarem perdas de energia que as acompanham.

Os estudos realizados sobre este assunto servem de elemento de validação inicial para utilizar durante a determinação das frequências e modos de vibração da conduta actual e das geometrias alternativas.

Os exemplos de problemas de Vibrações Mecânicas apresentados nas Figuras 2.5, 2.6 e 2.7 foram resolvidos analiticamente e através do módulo *Frequency* do software COSMOSWorks®.

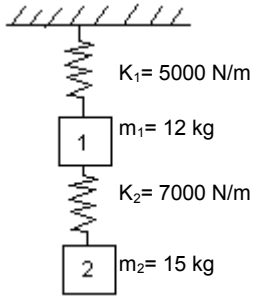


Figura 2.5 Exemplo Sistema Mola-Massa-Mola-Massa.

Massa 1:

$$m_1\ddot{x}_1 = -K_1x_1 - K_2(x_1 - x_2) = -(K_1 + K_2)x_1 + K_2x_2 \Leftrightarrow$$

$$\Leftrightarrow m_1\ddot{x}_1 + (K_1 + K_2)x_1 - K_2x_2 = 0$$

Massa 2:

$$m_2\ddot{x}_2 = -K_2(x_2 - x_1) = -K_2x_2 + K_2x_1 \Leftrightarrow$$

$$\Leftrightarrow m_2\ddot{x}_2 - K_2x_1 + K_2x_2 = 0$$

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix} . \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_1 + K_2 & -K_2 \\ -K_2 & K_2 \end{bmatrix} . \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

Admite-se movimento síncrono (mesma frequência e ângulo de fase)

$$x_1(t) = X_1 \cos(\omega t + \phi) \qquad \ddot{x}_1(t) = -X_1.\omega^2 \cos(\omega.t + \phi)$$

derivando

$$x_2(t) = X_2 \cos(\omega t + \phi) \qquad \ddot{x}_2(t) = -X_2.\omega^2.\cos(\omega.t + \phi)$$

$$m_1\left[-X_1\omega^2\cos(\omega.t+\phi)\right]+\left[K_1+K_2\right]\left[X_1\cos(\omega.t+\phi)\right]-K_2X_2\cos(\omega.t+\phi)=0\Leftrightarrow$$
$$\Leftrightarrow\left[\left(-m_1\omega^2+(K_1+K_2)\right)X_1-K_2X_2\right]\cos(\omega.t+\phi)=0$$

$$m_2\left[-X_2\omega^2\cos(\omega.t+\phi)\right]+\left[X_2\cos(\omega.t+\phi)-X_1\cos(\omega.t+\phi)\right]K_2=0\Leftrightarrow$$
$$\Leftrightarrow\left[-K_2X_1+\left(-m_2\omega^2+K_2\right)X_2\right]\cos(\omega.t+\phi)=0$$

$$\begin{bmatrix}\left(-m_1.\omega^2+\left[K_1+K_2\right]\right) & -K_2\\ -K_2 & \left(-m_2.\omega^2+K_2\right)\end{bmatrix}\cdot\begin{Bmatrix}X_1\\ X_2\end{Bmatrix}=\begin{Bmatrix}0\\ 0\end{Bmatrix}$$

Só existe solução para:

$$\begin{vmatrix}\left(-m_1.\omega^2+\left[K_1+K_2\right]\right) & -K_2\\ -K_2 & \left(-m_2.\omega^2+K_2\right)\end{vmatrix}=0\Leftrightarrow$$
$$\Leftrightarrow\left(-m_1.\omega^2+K_1+K_2\right)\left(-m_2.\omega^2+K_2\right)-\left(K_2\right)^2=0\Leftrightarrow$$
$$\Leftrightarrow\left(m_1+m_2\right)\omega^4-\left(m_1K_2+m_2(K_1+K_2)\omega^2+\left(K_1.K_2\right)=0\right.$$

Substituindo os valores de m e K:

$K_1=5000N/m$ $\quad m_1=12kg$

$K_2=7000N/m$ $\quad m_2=15kg$

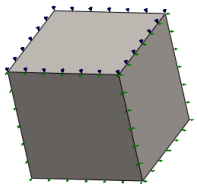
$$180.\omega^4-264000.\omega^2+35\times10^6=0$$

Fórmula Resolvente:

$(\omega_1)^2=147{,}3868056\Rightarrow\omega_1=12{,}14rad/s$

$(\omega_2)^2=1319{,}279861\Rightarrow\omega_2=36{,}32rad/s$

Através do COSMOSWorks® (modulo *Frequency*):



Material:
AISI 316 Stainless Steel Sheet

$\rho=8000kg/m^3$

$E=1{,}929\times10^{11}N/m^2$

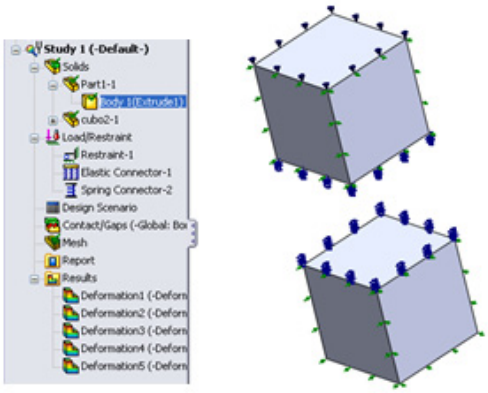
$\upsilon=0{,}27$

Para $\begin{matrix}m_1=12kg\\ m_2=15kg\end{matrix}$ e $\rho=8000kg/m^3$

$$V_1=\frac{m_1}{\rho}=0{,}0015m^3\Rightarrow cubo\ de\ aresta=0{,}11447m$$

$$V_2=\frac{m_2}{\rho}=0{,}001875m^3\Rightarrow cubo\ de\ aresta=0{,}12331m$$

Carregamentos e constrangimentos aplicados:
-Ligação elástica aplicada à área da face 1:
$K_1 = 5000 N/m$
-Ligação mola entre faces adjacentes dos cubos:
$K_2 = 7000 N/m$



Resultado:

$w_1 = 13{,}608\, rad/s$ $\quad$ $\Delta\omega_1 = 12{,}09\ \%$

$w_2 = 35{,}809\, rad/s$ $\quad$ $\Delta\omega_2 = 1{,}43\ \%$

Cálculo Analítico:

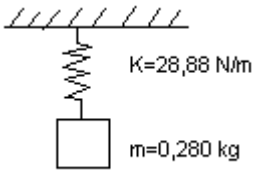
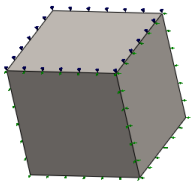


Figura 2.6 Exemplo Sistema Mola-Massa.

$$w_n = \sqrt{\frac{K}{m}} = \sqrt{\frac{28{,}88}{0{,}280}} = 10{,}1559\, rad/s$$

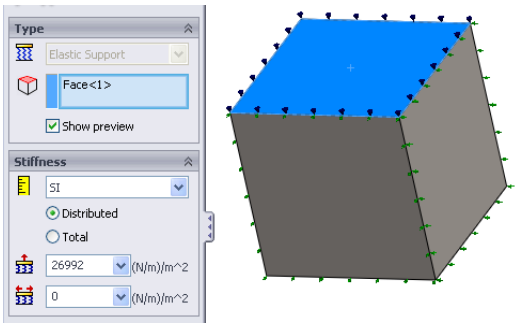
Material:
AISI 316 Stainless Steel Sheet
$\rho = 8000 kg/m^3$
$E = 1{,}929 \times 10^{11}\, N/m^2$
$\upsilon = 0{,}27$
Para $m = 0{,}280 kg$ e $\rho = 8000 kg/m^3$

$$V = \frac{m}{\rho} = 0{,}00035 m^3 \Rightarrow cubo\ de\ aresta = 0{,}03271 m$$



Carregamentos e constrangimentos aplicados:
-Ligação elástica aplicada à área da face:

$$K_{eq} = \frac{28{,}88}{0{,}03271^2} = 26992 N/m^3$$



Resultado:
$w_1 = 10{,}156\, rad/s$

$\Delta\omega_n = 0{,}00098\%$

Cálculo Analítico:

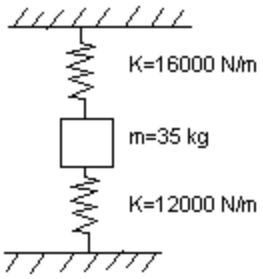


Figura 2.7 Exemplo Sistema Mola-Massa-Mola.

$$w_n = \sqrt{\frac{K}{m}} = \sqrt{\frac{28000}{35}} = 28{,}2842\, rad/s$$

Material:
AISI 316 Stainless Steel Sheet

$\rho = 8000 kg/m^3$

$E = 1{,}929 \times 10^{11}\, N/m^2$

$\upsilon = 0{,}27$

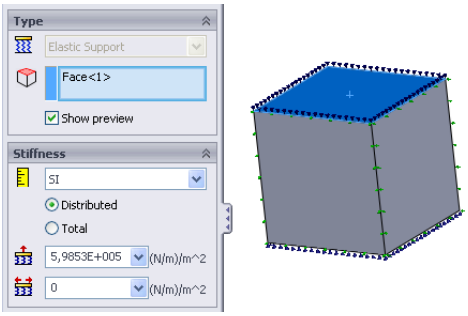
Para $m = 35kg$ e $\rho = 8000 kg/m^3$

$$V = \frac{m}{\rho} = 0{,}004375 m^3 \Rightarrow cubo\ de\ aresta = 0{,}1635 m$$

Carregamentos e constrangimentos aplicados:
-Ligação elástica aplicada à área da face:

$$K_1 = \frac{16000}{0{,}1635^2} = 598528 N/m^3$$

$$K_2 = \frac{12000}{0{,}1635^2} = 448896 N/m^3$$



Resultado:

$w_1 = 28{,}298\, rad/s$

$\Delta\omega_n = 0{,}049\%$

A comparação entre os resultados analíticos e numéricos, para exemplos simples de um grau de liberdade (Figuras 2.6 e 2.7), apresentou diferenças inferiores a 0,05%. O exemplo com dois graus de liberdade (Figura 2.5) apresentou diferenças com algum significado, para a primeira frequência verificou-se uma diferença de 12% (de 12,14 rad/s para 13,61 rad/s), para a segunda frequência verificou-se uma diferença de 1,43% (de 36,32rad/s para 35,81rad/s).

A diferença de 12%, pode sugerir que, com mais graus de liberdade, as diferenças entre o cálculo analítico e numérico poderão ser superiores a estas diferenças verificadas. Em futuros estudos, particularmente em estudos de modos de frequência com vários graus de liberdade, terão de ser verificadas estas diferenças com exemplos simples.

Capítulo 3 – Trabalho Experimental

3.1 Introdução

De modo a comparar o comportamento mecânico dos materiais sob estudo, foram realizados ensaios mecânicos a provetes (Figura 3.1) feitos com os materiais AISI 316 L e o aço Cr-Mn.

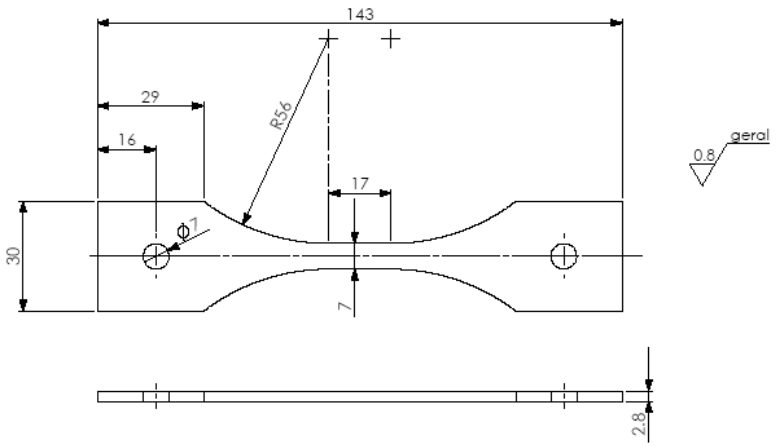


Figura 3.1 Geometria do provete para ensaios de tracção [NP EN 10 002-1:1990; ISO R1099, 1969]

Tabela 5 - Parâmetros dos ensaios de tracção.

		Parâmetros do Ensaio				
Designação	Material	Velocidade	Temperatura	A0	L0	Lf
		[kN/s]	[ºC]	[mm^2]	[mm]	[mm]
T01-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	0,25	350	20	-	-
T02-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	0,25	350	21	-	-
T03-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	0,25	350	23,3	16,5	21,3
T04-Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn	0,25	350	18,5	11,3	16,1
T05-316L-350ºC	AISI 316L	0,25	350	22,2	10	14,4
T06-Cr-Mn-24ºC	Cr-Mn	0,25	24	18,5	18	>25,2
T07-316L-24ºC	AISI 316L	0,25	24	22,94	18,8	>25,1
T08-316L-24ºC	AISI 316L	0,25	24	21,45	-	-
T09-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	0,25	350	20,16	20	24,6
T10-316L+316L-350ºC	AISI 316L + AISI 316L	0,25	350	21,75	20,5	

A designação do material Cr-Mn + AISI 316L corresponde a uma ligação soldada entre dois tipos de material: o Cr-Mn e o AISI 316L, os parâmetros A0, L0 e Lf (Tabela 5)

correspodem aos valores da área inicial da secção transversal, ao comprimento inicial e ao comprimento final entre as marcações feitas na superfícies do provete, respectivamente.

3.2 Ensaios de Tracção Uniaxial

Para efectuar a união das chapas foi usado o processo de soldadura TIG com recurso a gás de protecção ALCAL 1 (CO2+Ar), do fornecedor AirLiquide, com eléctrodo de tungsténio. O material de adição usado foi o Thermanit X (ER 307, SG.-X 15 CRNiMn188) de diâmetro 0,8mm ou Thermanit GE, de diâmetro 1,6mm, consoante as combinações de materiais requeridas: Cr-Mn soldado a Cr-Mn ou Cr-Mn soldado a AISI 316L e AISI 316L soldado a AISI 316L, respectivamente.

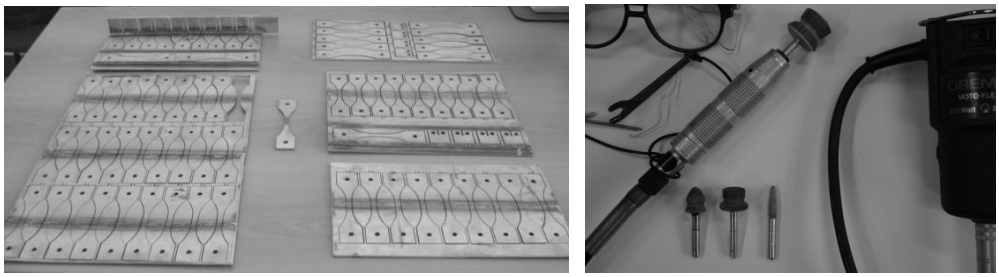
Antes de proceder à união das chapas pelo processo de soldadura referido anteriormente, foi efectuado o corte das chapas numa guilhotina ADIRA 1,6ton. As arestas foram chanfradas em V e limpas; as chapas foram posteriormente pingadas com um afastamento variável entre os dois extremos, por forma evitar o seu empeno.

A soldadura das chapas foi feita com apenas uma passagem em cada lado, com movimentos em "s", de forma a permitir um maior de depósito de material e penetração total, obtendo-se um cordão com aproximadamente 3mm de largura.

Passado algum tempo sobre a operação de soldadura das chapas, realizaram-se os ensaios não destrutivos com líquidos penetrantes de acordo com a [Norma Portuguesa NP EN 1289:2000]. Da análise efectuada, pôde concluir-se da não existência de fissuras superficiais e da boa qualidade das ligações soldadas.

Foram fabricados três tipos de provetes soldados com os dois tipos de aços inoxidáveis austeníticos estudados (Figura 3.2a): AISI 316L e aço Cr-Mn. Os ensaios de tracção foram realizados em provetes fabricados nos dois metais base e em provetes soldados topo a topo com os aços Cr-Mn+AISI 316L, à temperatura ambiente e a 350ºC. A definição da temperatura dos ensaios mecânicos (350ºC) teve por base a medição de temperatura, obtida através de termopar, na zona crítica da conduta (zona onde foi detectada a fissuração, junto ao anel inferior), durante o funcionamento das turbinas [Martins, 2008]. Os resultados obtidos nos testes realizados visavam avaliar a possibilidade de substituição local do actual material utilizado no fabrico da conduta pelo novo aço de alta resistência de tipo Cr-Mn.

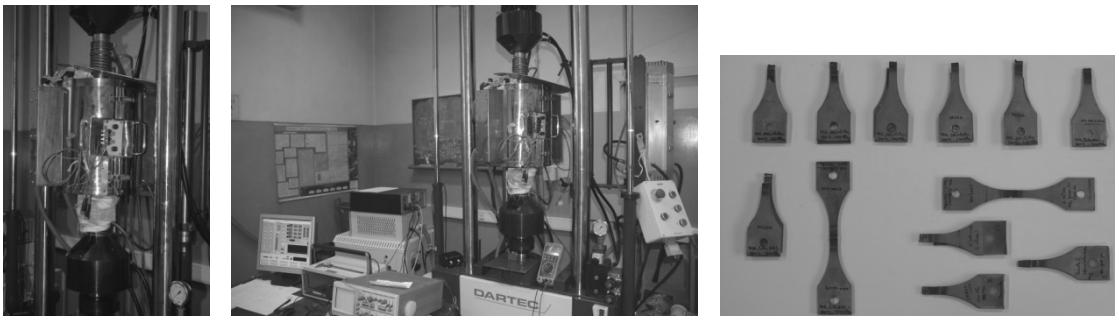
Os provetes, construídos com chapa de 3 milímetros de espessura, foram obtidos por corte por jacto de água e foram sujeitos a um acabamento superficial, na direcção longitudinal, com mós de abrasivos e leque de lixas montados em ferramentas rotativas (Figura 3.2b). A geometria dos provetes foi definida a partir da norma [NP EN 10 002-1:1990] e [*ISO Recomendation: R1099*, 1969] e os testes foram realizados numa máquina servo-hidráulica DARTEC M1000/RK, com uma capacidade de 100kN, aplicando uma velocidade de carga constante de 0,25 kN/s (Figura 3.3a). Os testes a alta temperatura foram realizados dentro de uma fornalha com temperatura controlada através de 3 termopares ligados a controladores Eurotherm. O arrefecimento das amarras foi feito através de serpentinas de cobre contendo água, enquanto que o isolamento da fornalha foi obtido, colocando lã de vidro e um cobertor térmico nos topos (Figura 3.3a).



a) b)

Figura 3.2 a) Vista geral dos provetes fabricados por intermédio de corte por jacto de água; b) Ferramentas rotativas utilizadas para obter o polimento superficial

Como é visível na Figura 3.3b, alguns dos provetes testados à temperatura ambiente não fracturaram, não permitindo obter o valor de extensão após rotura, uma vez que a deformação dos aços estudados, superior a 40%, esgotou o curso de aplicação de carregamento. Não obstante, e pelo que foi dito, a tensão de cedência e de rotura dos materiais e das ligações soldadas estudadas foram determinadas e, no caso dos ensaios realizados à temperatura ambiente, também o Módulo de Young.



a) b) c)

Figura 3.3 a) e b) Vista exterior da fornalha, do sistema de arrefecimento das amarras, do isolamento e do equipamento utilizado, nomeadamente: máquina servohidráulica, controlador da máquina e da temperatura; b) Vista de alguns dos provetes ensaiados à tracção.

A Tabela 6 mostra os resultados dos ensaios de tracção efectuados aos diferentes tipos de provetes (Cr-Mn, AISI 316L e Cr-Mn+AISI 316L), para diferentes temperaturas: à temperatura ambiente (24ºC) e a 350ºC.

Tabela 6 Resultados dos ensaios de tracção

Designação	Material	Tensão de Cedência	Tensão de Rotura	Extensão após Rotura
		[MPa]	[Mpa]	[%]
T01-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	320	467	-
T02-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	315	425	-
T03-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	295	425	29
T04-Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn	270	510	42
T05-316L-350ºC	AISI 316L	200	433	43
T06-Cr-Mn-24ºC	Cr-Mn	500	800	>40
T07-316L-24ºC	AISI 316L	300	600	>33,5
T08-316L-24ºC	AISI 316L	330	650	>35
T09-316L+Cr-Mn-350ºC	Cr-Mn + AISI 316L	280	460	25
T10-316L+316L-350ºC	AISI 316L + AISI 316L	225	430	37,6

A Figura 3.4 mostra o resumo das várias curvas Tensão vs. Deslocamento, consideradas representativas das propriedades mecânicas dos materiais ensaiados à tracção, à temperatura ambiente e a 350ºC.

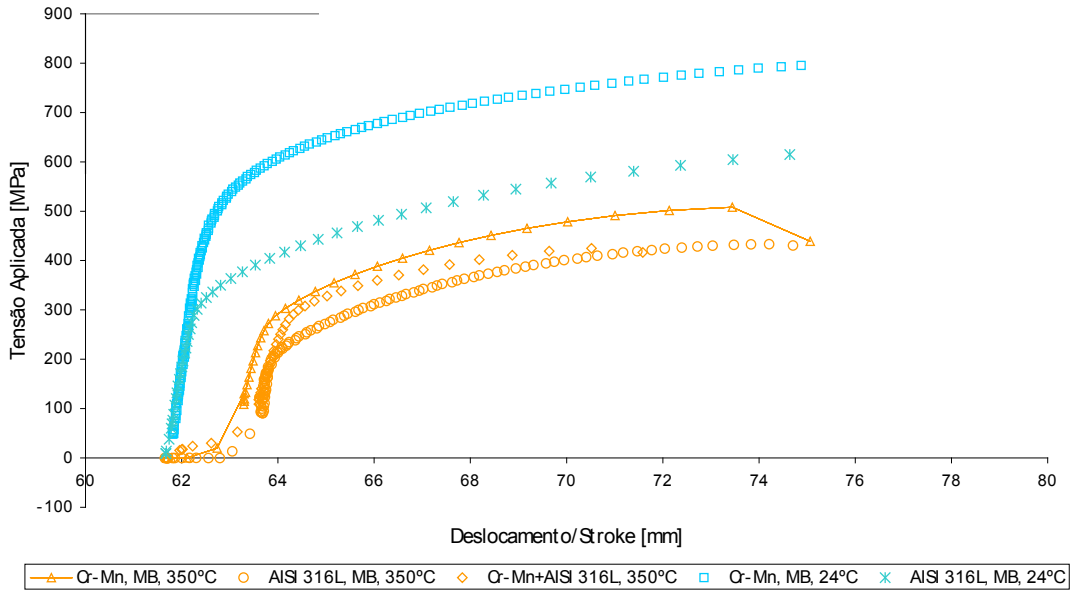


Figura 3.4 Propriedades mecânicas dos materiais (figura-resumo).

Da observação da Figura 3.4 pode concluir-se que:

- O ajustamento inicial do equipamento e do provete, concretizado na eliminação de folgas verificada no início dos ensaios, foi muito mais elevado nos ensaios de temperatura elevada (curvas com a cor laranja) quando comparado com os realizados à temperatura ambiente (curvas com a cor azul);

- A tensão de cedência do aço Cr-Mn (metal base), à temperatura ambiente (com legenda: Cr-Mn, MB, 24ºC), é aproximadamente igual a 500 MPa e a tensão de rotura é aproximadamente igual a 800MPa. A extensão de rotura verificada é superior a 40%;

- A tensão de cedência do aço AISI 316L (metal base), à temperatura ambiente (AISI 316L, MB, 24ºC), é aproximadamente igual a 300 MPa e a tensão de rotura é aproximadamente igual a 600 MPa. A extensão de rotura é superior a 35%;

- Do referido nos dois pontos anteriores, pode inferir-se que a tensão de cedência do aço inoxidável austenítico Cr-Mn é 66% superior à tensão de cedência do aço AISI 316L e a tensão de rotura do primeiro é 33% superior à do segundo, quando se consideram os ensaios realizados à temperatura ambiente;

- Para os ensaios realizados nos dois metais (MB), a 350°C, a tensão de cedência do aço Cr-Mn (270 MPa), é cerca de 35% superior à tensão de cedência do aço AISI 316L

(200 MPa), enquanto a tensão de rotura do aço Cr-Mn é aproximadamente igual a 510 MPa e do aço AISI 316L é cerca de 430 MPa;

- Os resultados evidenciam uma maior proximidade de características mecânicas dos dois aços em estudo, quando sujeitos a 350ºC, quando se comparam com as propriedades mecânicas obtidas à temperatura ambiente. A extensão de rotura dos dois materiais é aproximadamente igual a 40%, sendo um valor mais baixo do que o obtido à temperatura ambiente;

- A curva do comportamento mecânico, obtida a 350ºC, para as ligações soldadas de Cr-Mn com aço AISI 316L (Cr-Mn+AISI 316L) foi muito semelhante à obtida para o material base Cr-Mn, para temperatura idêntica. A tensão de cedência mostrou ser ligeiramente mais elevada (290 MPa) na ligação dissimilar do que no material base, mas a tensão de rotura obtida foi ligeiramente menor (425 MPa), aproximando-se mais da respectiva propriedade mecânica do metal base AISI 316L obtido a 350ºC (MB, 350ºC). A extensão de rotura da ligação soldada com materiais "dissimilares" verificou-se ser menor do que a obtida nos metais base, tendo sido aproximadamente igual a 30%;

- Por último, a rotura dos provetes contendo ligações soldadas entre materiais dissimilares ocorreu sempre em secções do aço AISI 316L afastadas do pé do cordão de cerca de 9/10mm. Esta constatação terá de ser objecto de estudo mais detalhado em futuros trabalhos.

Na Tabela 7 são apresentadas algumas propriedades para o aço inoxidável austenítico AISI 316 L apresentadas anteriormente na Tabela 3 e é feita a comparação das propriedades referidas pelo fabricante ThyssenKrupp Nirosta, com as propriedades obtidas nos ensaios mecânicos realizados para este estudo.

Tabela 7 Propriedades do Aço Inoxidável Austenítico AISI 316 L

	MatWeb®	NIROSTA® 4404	Resultados Experimentais
Propriedades fisicas			
Densidade [kg/m^3]	8000	8000	
Propriedades mecânicas			
Dureza [HV - Vickers]	147		190
Tensão de rotura [MPa]	560	530 - 680	600 @ 24ºC
			430 @ 350ºC
Tensão de cedência [MPa]	290	>270	300 @ 24ºC
		139 @ 350ºC	200 @350ºC
Alongamento [%]	50	>40	
Módulo de Elasticidade [GPa]	193	200 @ 20ºC 165 @ 500ºC	
Coeficiente de Poisson	0,25		
Propriedades Térmicas			
Calor Especifico [J/kg ºC]	500	500	
Condutividade térmica [W/m.K]	16,2 @ 100ºC	15 @ 20ºC	
	21,4@ 500ºC		
Ponto de Fusão [ºC]	1375-1400		
Propriedades dos elementos Componentes			
Carbono, C [%]	0,03	0,03	0,05
Crómio, Cr [%]	17	16,5 – 18,5	17,34
Ferro, Fe [%]	65		
Manganês, Mn [%]	2	<2	1,30
Molibdénio, Mo [%]	2,5	2,0 – 2,5	2,23
Níquel, Ni [%]	12	10,0 – 13,0	11,11
Nitrogénio, N [%]	0,01		0,08
Fósforo, P [%]	0,045		0,03
Silício, Si [%]	1		0,37
Enxofre, S [%]	0,03		0,004

Observa-se que os valores obtidos experimentalmente estão de acordo com a literatura (Tabela 7). Apenas o valor de dureza Vickers apresenta um valor experimental superior (que será exposto no subcapítulo seguinte, 3.3 – Ensaios de Dureza), que está de acordo com os valores de tensão de rotura, visto que o valor de dureza de 147HV está associado a uma tensão de rotura de 560 MPa e o valor de 190HV está associado a uma tensão de rotura de 600 MPa.

Na Tabela 8 são apresentadas algumas propriedades para o material aço inoxidável austenítico Cr-Mn e é feita a comparação das propriedades dadas pelo fabricante ThyssenKrupp Nirosta, com as propriedades obtidas nos ensaios mecânicos realizados para este estudo.

Tabela 8 Propriedades do Aço Inoxidável Austenítico Cr-Mn

	NIROSTA® H400	Resultados Experimentais
Propriedades fisicas		
Densidade [kg/m^3]	7900	
Propriedades mecânicas		
Dureza [HV - Vickers]		250
Tensão de rotura [MPa]	600 - 900	800 @ 24ºC
		510 @ 350ºC
Tensão de cedência [MPa]	420	500 @ 24ºC
	245 @ 350ºC	270 @350ºC
Alongamento [%]	>40	
Módulo de Elasticidade [GPa]	200 @ 20ºC	
Coeficiente de Poisson		
Propriedades Térmicas		
Calor Especifico [J/kg ºC]	500 @ 20ºC	
Condutividade térmica [W/m.K]	15 @ 20ºC	
Ponto de Fusão [ºC]		
Propriedades dos elementos Componentes		
Carbono, C [%]	< 0,10	0,05
Crómio, Cr [%]	17,0 – 19,5	18,31
Ferro, Fe [%]		
Manganês, Mn [%]	6,0 – 9,0	6,54
Molibdénio, Mo [%]		0,10
Níquel, Ni [%]	< 4,5	4,40
Nitrogénio, N [%]	< 0,30	0,18
Fósforo, P [%]	< 0,045	0,02
Silício, Si [%]	< 1,0	0,34
Enxofre, S [%]	< 0,015	0,001

Observa-se que os valores obtidos experimentalmente estão de acordo com os valores indicados pelo fabricante, sendo que os valores da tensão de cedência obtidos experimentalmente 20% superior, à temperatura ambiente, e 10% superior a 350ºC.

3.3 Ensaios de Dureza

Como se sabe, algumas propriedades mecânicas de materiais metálicos, tais como a tensão de rotura, e indirectamente, o limite à fadiga, podem ser estimadas com base no valor da dureza do material. Além disso, outras propriedades, como a resistência ao

desgaste, são altamente dependentes deste parâmetro, bem como, podem ser calculadas aproximações, da ductilidade dos materiais.

Os ensaios de dureza Vickers foram efectuados na máquina de ensaios de dureza, digital, da marca Mitutoyo AVK-C2 (Figura 3.5a). Foram realizados, ensaios de dureza a cinco amostras (Figura 3.5b) de ligações soldadas de tipo topo a topo entre os aços inoxidáveis austeníticos AISI316L/AISI316L, AISI316L/Cr-Mn e Cr-Mn/Cr-Mn. O material ensaiado possuía uma espessura de aproximadamente 3mm e foi soldado através do processo de soldadura TIG, com os parâmetros e metais de adição referidos no subcapítulo 3.2. As amostras não foram tratadas termicamente, nem sofreram envelhecimento e foram embutidas em resina epoxídica solidificável à temperatura de 80ºC durante uma hora (Figura 3.5c). A resina epoxídica foi misturada com endurecedor na proporção de 4:1, respectivamente.

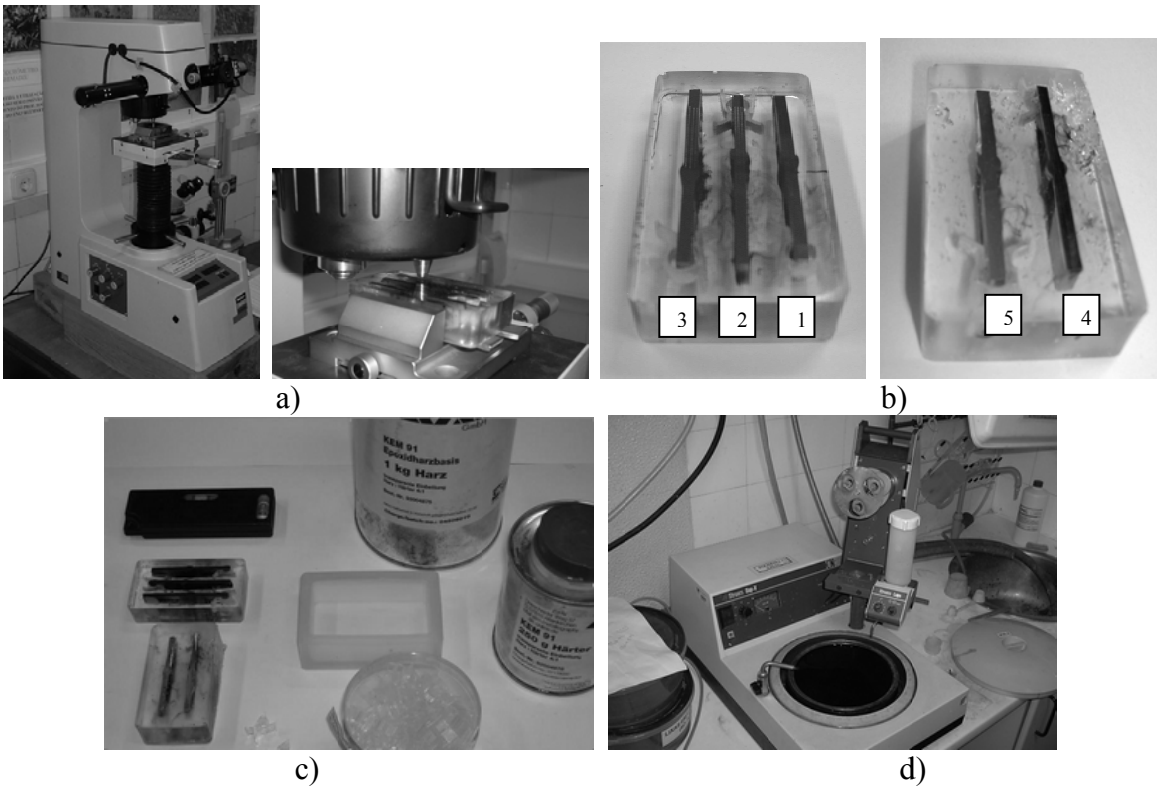


Figura 3.5 a) Durómetro Mitutoyo AVK-C2; b) Amostras embutidas em resina epodíxica endurecida; c) Vista geral do molde, resina, endurecedor, amostras e nível de bolha; d) Polideira

As amostras números 1, 3 e 4 representam provetes soldados de Cr-Mn com AISI 316L, enquanto a amostra número 2 representa um provete soldado de Cr-Mn com Cr-Mn e a amostra número 5 um provete soldado do aço AISI 316L com AISI 316L (Figura 3.5b).

As amostras foram polidas com lixas e panos sucessivamente menos rugosos (80, 120, 220, 320, 600, 800, 1200, e 10μm de óxido de alumina) numa polideira Struers Dap-V

(Figura 3.5d), a uma rotação média de 2500 r.p.m. e com os cuidados necessários de forma a não afectar metalurgicamente a superfície a ensaiar, tendo-se obtido superfícies horizontais, planas e espelhadas, adequadas à fácil observação e medição das diagonais das indentações. Antes do início da medição das durezas verificou-se o correcto funcionamento do durómetro, através da medição da dureza do bloco padrão de referência "Standard block for hardness da YSTL HV 200".

A carga de 1kgf foi aplicada durante 15 segundos. A observação da zona indentada e a medição das diagonais de indentação, d1 e d2 (Figura 2.4), fez-se com o auxílio do microscópio óptico, com uma lente de ampliação de 40 vezes. A distância entre indentações foi de 0,5mm, seguindo-se a recomendação indicada no manual do durómetro relativamente aos espaçamentos, que prescrevia um distanciamento mínimo entre indentações de 4 vezes o valor médio das diagonais e entre as indentações e a superfícies livre do provete ensaiado um distanciamento de 2,5 vezes o valor médio das diagonais. O ensaio seguiu a Norma Portuguesa [NP EN 1043-1:1999], relativa a ensaios de dureza das ligações soldadas por arco, tendo sido efectuadas, por cada amostra, 5 linhas de indentação, correspondentes a duas linhas distantes da superfície de aproximadamente 0,5mm, uma linha na zona central e duas na direcção da espessura do material, junto a cada cordão de soldadura. No total realizaram-se 1050 indentações, cujos resultados completos estão apresentados no Anexo A e, em resumo, na Figura 3.6.

Dos resultados obtidos (Figura 3.6 e Anexo A – Resultados Ensaios de Dureza), verifica-se que o valor médio de dureza para o aço AISI 316L (Metal Base) é de 190HV1, correspondendo a uma tensão de rotura de aproximadamente 645MPa. Relativamente ao aço Cr-Mn, nº 1.4376, o valor médio de dureza do metal base é de aproximadamente de 250HV1, equivalendo a uma tensão de rotura de 850MPa. A zona de metal de adição apresenta valores muito homogéneos e próximos dos obtidos para o aço AISI 316L, não sendo evidente a diferença introduzida pela utilização de metal de adição de tipo Thermanit X nos valores de dureza. Além disso, na zona afectada termicamente, observa-se pequenas variações na dureza, correspondendo a um amaciamento ou endurecimento muito localizado.

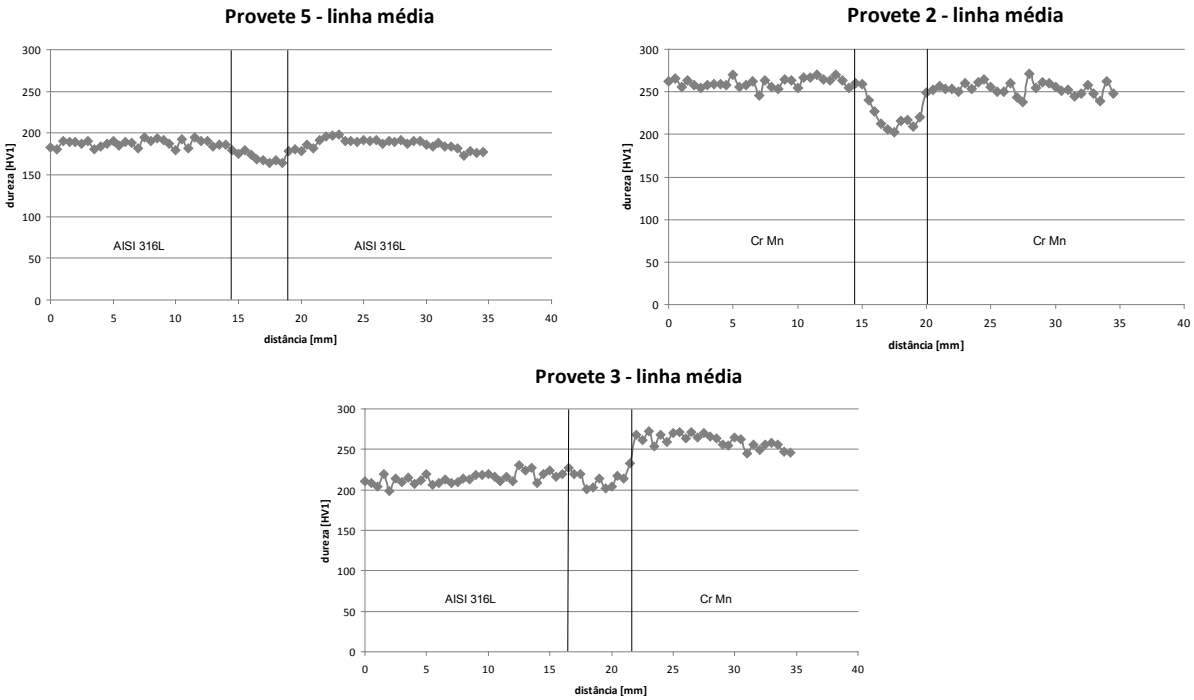


Figura 3.6 Resultados dos ensaios de dureza feitos à linha média dos provetes 5, 2, e 3.

Por último, numa das linhas de indentação, a 0,5mm da superfície do provete 1 (Anexo A – Resultados Ensaios de Dureza) verificou-se um amaciamento localizado (157HV1) numa zona distante de 5mm do pé do cordão, no material AISI316L, o que poderá explicar a localização da superfície de fractura verificada nos ensaios à tracção.

3.4 Caracterização Geométrica do Cordão de Soldadura

Através da mesa de coordenadas X-Y da marca MAXTASCAN, equipada com câmara de vídeo acoplada e com ampliação de 50 ou 100x, capaz de leituras com precisão de 10μm e 0,5º, para o raio e o ângulo, respectivamente, foram caracterizados os perfis de nove provetes de ensaio.

Com a ampliação de 50x, foram medidos (Figura 3.7) o raio de curvatura do pé de cordão de soldadura de vários provetes, o ângulo mínimo entre a superfície do provete e o cordão de soldadura, assim como a espessura (t) dos provetes e a distância entre os eixos médios (e) das chapas soldadas, uma vez que o desalinhamento das linhas médias pode induzir, dependendo das condições de fronteira do carregamento e apoio do provete, picos de tensão secundários com origem em momento flector.

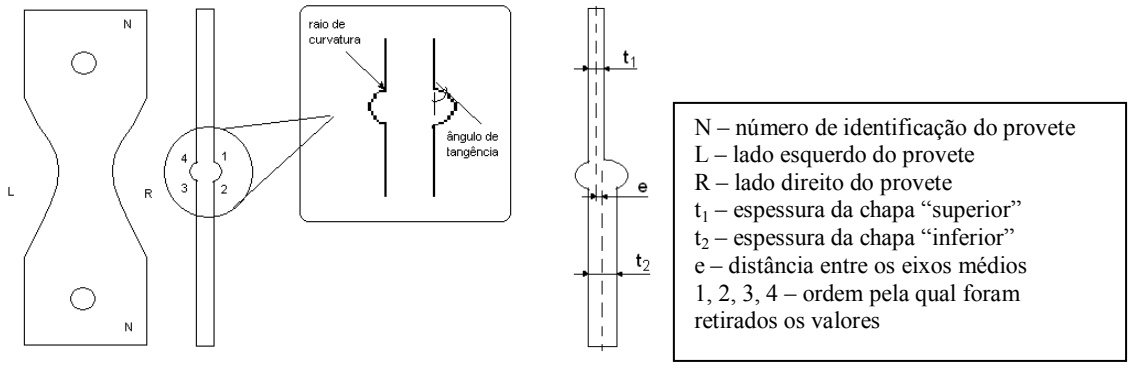


Figura 3.7 Representação esquemática dos perfis medidos e fotografia lateral de um provete ensaiado.

A concentração de tensões no pé do cordão de soldadura e, por consequência, o desempenho à fadiga das ligações soldadas testadas dependem, em grande parte, dos valores do raio do pé do cordão de soldadura e do ângulo entre a superfície do provete e o cordão de soldadura.

Os valores medidos estão apresentados numa tabela em anexo (Anexo B – Tabela de Resultados). Em cada provete caracterizaram-se 8 perfis, correspondentes a 4 perfis por face (Figura 3.7). Para as medições relativas ao raio de curvatura e ao ângulo de tangência a amostragem que se obteve, *n*, para cada uma das variáveis, foi de 72 observações. Dado a dimensão da amostra, *n*, ser numerosa, representou-se em histogramas a frequência e a frequência relativa das classes de raio de curvatura e ângulo de tangência medidos (Figura 3.8 e Figura 3.9). Pela Regra de Sturges[1] (Equação 3-1) definiu-se o número de classes, K, e pela diferença entre o valor máximo e mínimo medido, x_{max} e x_{min} (3-2 e 3-4), definiu-se a gama de cada classe, h (3-3 e 3-5), relativas ao raio de curvatura e ao ângulo de tangência.

Regra de Sturges: $K = 1 + 3{,}322.\log(n) = 1 + 3{,}322.\log 72 = 7{,}17 = 7\ classes$ **(3-1)**

<u>Raio de Curvatura:</u>

Amplitude do conjunto de dados: $L = x_{máx} - x_{\min} = 2{,}059 - 0{,}069 = 1{,}99$ **(3-2)**

Amplitude de cada classe: $h = \dfrac{L}{K} = \dfrac{1{,}99}{7} = 0{,}2843$ **(3-3)**

Média=0,471mm Média Ponderada=0,479mm

[1] Regra empírica, que nos dá um valor aproximado para o número de classes que se devem considerar [Graça Martins, 2000]

Ângulo de tangência:

Amplitude do conjunto de dados: $L = x_{máx} - x_{\min} = 54{,}23 - 8{,}24 = 45{,}99º$ **(3-4)**

Amplitude de cada classe: $h = \frac{L}{K} = \frac{45{,}99}{7} = 6{,}570$ **(3-5)**

Média=29,88º Média Ponderada=29,50º

Para a medição das espessuras e da excentricidade obteve-se uma amostragem de 18 observações. Este valor não é suficiente para realizar uma análise através de histogramas, pelo que são apenas apresentados os seus valores médios:

$$[\bar{t}_1] = 2{,}607mm$$
$$[\bar{t}_2] = 3{,}085mm$$
$$[\bar{e}] = 0{,}416mm$$

Da análise dos resultados apresentados conclui-se que os valores medidos do raio de curvatura são, em regra, muito baixos (valor médio de 0,47mm), sendo expectável um factor de concentração de tensões elevado. No que diz respeito ao ângulo de tangência, o valor médio é de 30º, sendo um valor satisfatório e dentro do expectável. Na excentricidade dos provetes, verificou-se a existência de um valor médio igual a 0,42mm. Contudo, porque o carregamento dos provetes ocorre para condições de fronteira relativas a cavilhas, é permitido ao provete autoalinhar-se, motivo pelo qual este último factor não deverá influenciar muito os valores de vida à fadiga da ligação soldada.

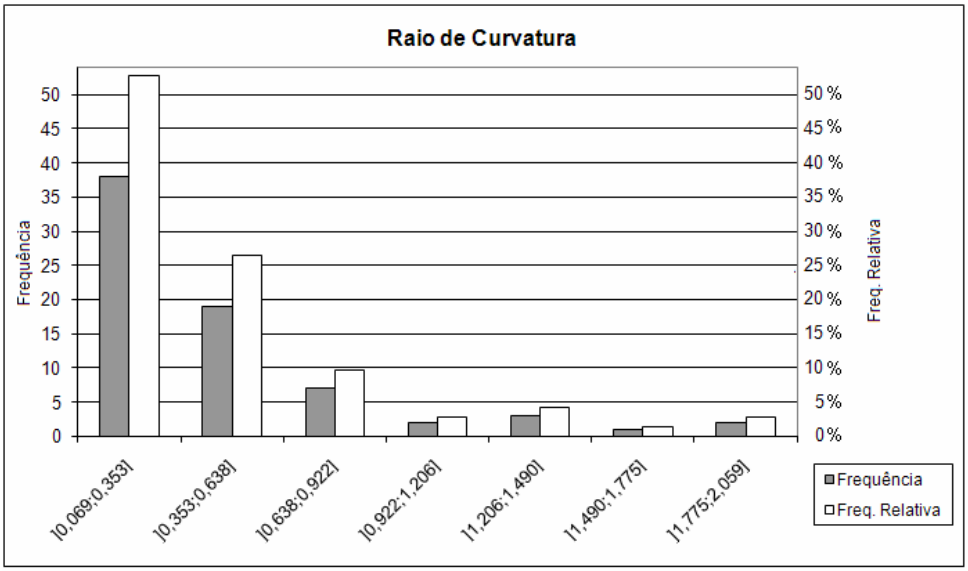


Figura 3.8 Histograma da variável "Raio de curvatura" - Média=0,47mm; Amplitude de valores da amostra=2,059-0,069=1,99; Amplitude de cada classe=0,2843.

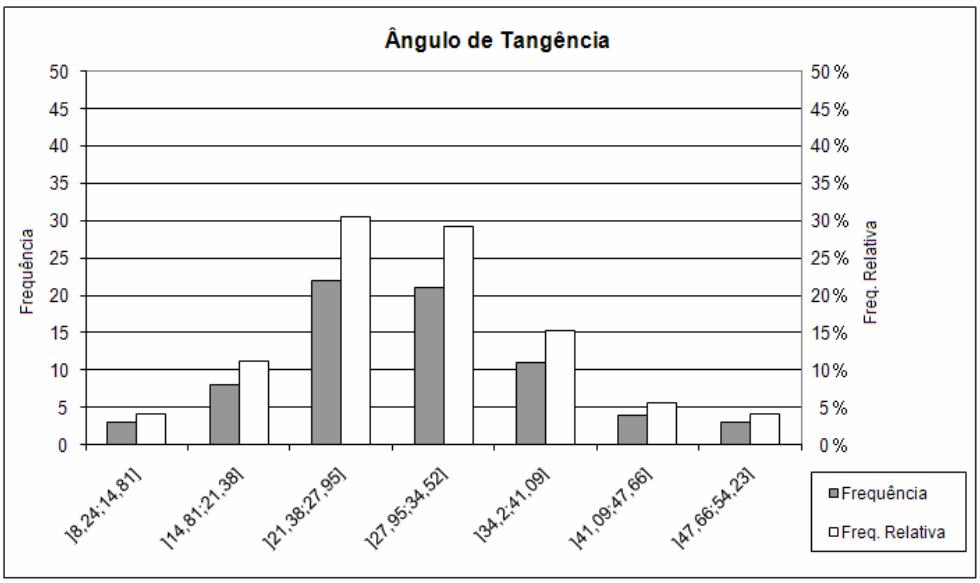


Figura 3.9 Histograma da variável "Ângulo de tangência" - Média=29,88º; Amplitude de valores da amostra=54,23-8,24=45,99º; Amplitude de cada classe=6,570º.

3.5 Estimativa da Tensão Limite de Fadiga Corrigida

A grande maioria das roturas observadas em órgãos de máquinas é causada por fadiga do material. As roturas causadas por fadiga verificam-se em peças sujeitas a solicitações dinâmicas. O processo de rotura inicia-se pela nucleação de uma fissura numa determinada localização, geralmente numa zona de concentração de tensões, e que em seguida se propaga gradualmente ao longo da secção transversal até provocar a rotura da peça. A rotura por fadiga dá-se normalmente para tensões nominais ou médias bastante inferiores à resistência à tracção do material [Branco, 1998].

Trata-se de um fenómeno bastante complexo em que o número de parâmetros envolvido é elevado, designadamente o acabamento superficial, a concentração de tensões, o meio ambiente, a temperatura, o material e acabamento térmico. As estatísticas indicam que a fadiga é, em média, a causa responsável por 80% a 90% das roturas que se verificam em órgãos de máquinas e estruturas submetidas a cargas dinâmicas, como é o caso da conduta em estudo e pela sua importância merece um estudo detalhado.

Tendo em consideração os valores de tensão de rotura obtidos nos ensaios à tracção realizados a 350ºC, entre a ligação soldada topo a topo do aço AISI 316L e Cr-Mn, estimou-se a tensão limite de fadiga corrigida (3-6 a 3-8) da ligação soldada estudada durante os ensaios de tracção apresentados:

Tensão admissível à fadiga [Branco, 1998]: $\sigma_f = (k_s k_t k_f) \times \sigma_{f0}$ **(3-6)**

ks – coeficiente de acabamento superficial
kt – coeficiente de dimensão
kf – coeficiente de fiabilidade

Tensão limite de fadiga: $\sigma_{f0} \approx \underbrace{(0{,}4\sigma_R)}_{\text{Aço inox}} \times \underbrace{0{,}85}_{\text{Tracção-compressão alternada}} = 0{,}4 \times 0{,}85 \times 430 = 146\,MPa$ **(3-7)**

$$\sigma_f = (0{,}75 \times 1 \times 1) \times \sigma_{f0} = 110\,MPa \quad \textbf{(3-8)}$$

O valor de 110MPa deverá servir de comparação com os resultados dos estudos MEF efectuados nos próximos capítulos e com valores obtidos através de extensómetros de alta temperatura colocados na superfície exterior da conduta que serão objecto de estudos posteriores.

Capítulo 4 – Cálculo Analítico e Numérico

4.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados os cálculos analíticos e numéricos, bem como simplificações efectuadas, necessárias para determinar o nível de tensões induzido na estrutura em estudo.

O primeiro estudo realizado foi a distribuição de temperatura ao longo da conduta, tendo por base uma temperatura na secção de entrada e outra na secção de saída.

Nesta primeira abordagem, em vez dos produtos da combustão que derivam da queima de uma mistura combustível, considerou-se que tanto o fluido proveniente do interior da conduta como o existente no resto do domínio de cálculo tem as características do ar ambiente com temperatura de 24ºC.

No segundo estudo é realizado o cálculo da distribuição de pressão interna a que a superfície da conduta está sujeita devido à velocidade e quantidade de massa do fluido.

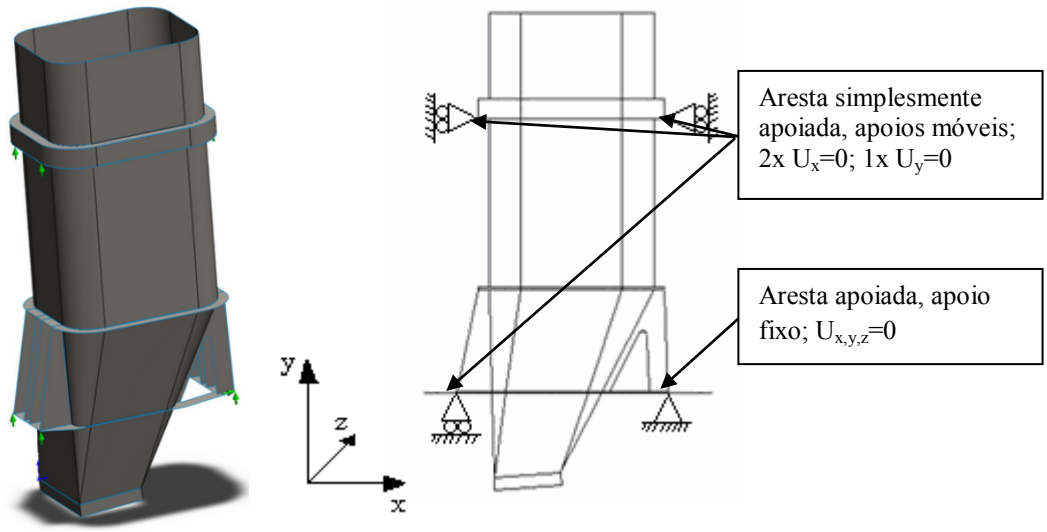


Figura 4.1 Definição das condições de fronteira.

Algumas das simplificações efectuadas para o cálculo numérico tiveram em conta o peso dos três silenciadores existentes no interior da conduta, simulados através da

aplicação de seis elementos da massa concentrada com 200kg cada um e condições de fronteira aplicadas nos anéis inferior e superior da estrutura, através de três arestas simplesmente apoiadas (duas no anel superior, U_x=0, uma no anel inferior, U_y=0) e uma apoiada (no anel inferior, $U_{x,y,z}$=0) (Figura 4.1).

4.2 Distribuição de Temperatura

A distribuição nodal da temperatura na conduta em estudo (Figura 4.2) foi calculada através de uma análise térmica por elementos finitos, tendo em conta os resultados obtidos em COSMOS/FloWorks por [Cruz, 2009] para uma temperatura na secção de saída de 743ºK e um valor assumido na secção de entrada de 773ºK. A condutividade térmica do material foi assumido que varia com a temperatura, e é igual a 16,2$Wm^{-1}.K^{-1}$ para 373°K e 21,5$Wm^{-1}.K^{-1}$ para 773ºK [ASM Specialty Handbook], sendo que o programa computacional interpola entre os valores referidos para a gama de temperaturas aplicadas na conduta.

No caso em estudo foram definidas as condições de temperatura e velocidade na entrada da conduta - 500ºC e 93 m/s, respectivamente, de acordo com os dados fornecidos e com os cálculos analíticos efectuados [Cruz, 2009].

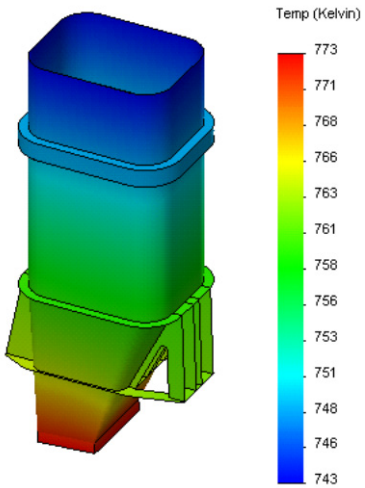


Figura 4.2 Distribuição longitudinal de temperatura [ºK] na conduta.

4.3 Distribuição de Pressão

Uma vez conhecido o caudal mássico, $\dot{m}$, no interior da conduta (68 kg/s) e as áreas da secção da estrutura, A_i (i = 1... 6, Figura 4.3), a velocidade, Vi (i = 1... 6), em cada

secção i pôde ser calculada, assumindo que a densidade do fluido, ρ, é constante, uma vez se demonstra que está em condição de incompressibilidade,(Equação 4-1). O cálculo das pressões internas (em cada secção i), foi realizado através da equação de Bernoulli.

Na Figura 4.3, secção 4 os valores máximos de pressão calculados devem-se à existência dos três bordos de ataque dos silenciadores existentes dentro da conduta.

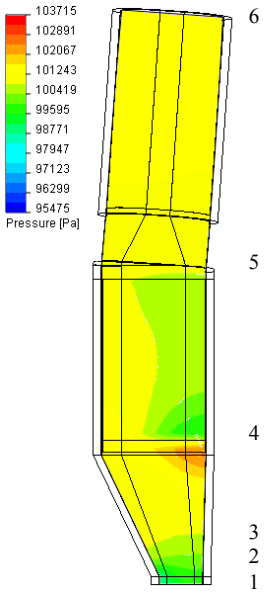


Figura 4.3 Distribuição de Pressão; Divisão da conduta em 6 secções.

$\dot{m} = 68kg/s$

$T_{ent} = 500^{o}C$

$\dot{m} = \rho AV$

$p_{atm}(15^{o}) = 101350Pa$ (tab. A.6 [White, 2002])

$R_{ar} = 287J/(kg.K)$

Lei dos Gases	Conservação da massa em regime permanente	Equação de Bernoulli
$\rho = \frac{p}{RT}$	$\dot{m}_{ent} = \dot{m}_{sai}$	$p_{ent} + \frac{1}{2}\rho_{ent}V_{ent}^{2} = p_{sai} + \frac{1}{2}\rho_{sai}V_{sai}^{2}$

$$\rho_{500^{o}} = \frac{p_{atm}}{R_{ar}T_{500^{o}}} = \frac{101350}{287 \times 773{,}15} = 0{,}457kg/m^{3}$$ (confirmado pela tab. A.2 [White, 2002])

$A_1 = 1{,}65m^2; A_2 = 1{,}89m^2; A_3 = 2{,}99m^2; A_4 = 4{,}98m^2; A_5 = 4{,}98m^2; A_6 = 4{,}34m^2$

$\dot{m} = \rho_1 A_1 V_1 = \rho_2 A_2 V_2 = \rho_3 A_3 V_3 = \rho_4 A_4 V_4 = \rho_5 A_5 V_5 = \rho_6 A_6 V_6$

$68kg/s = \rho_6 A_6 V_6 = \rho_{atm} A_6 V_6 = 0{,}457 \times 4{,}34 \times V_6 \Rightarrow V_6 = 34{,}28m/s$

Cálculo da velocidade do som para o ar (k=1,4 e R=287)

$a(m/s) \approx 20 \times [T(K)]^{1/2}$

$a(m/s) \approx 556{,}05$ ([White, 2002], pág.401)

$\frac{1}{3} a >>> V_6 \Rightarrow escoamento\ incompressível$

V_6 >> 1/3 velocidade do som, considera-se o ar incompressível ρ=const. **(4-1)**

$$\rho_1 = \rho_2 = \rho_3 = \rho_4 = \rho_5 = \rho_6 = 0{,}457 kg/m^3$$
$$\dot{m} = \rho_1 A_1 V_1 = \rho_2 A_2 V_2 = \rho_3 A_3 V_3 = \rho_4 A_4 V_4 = \rho_5 A_5 V_5 = \rho_6 A_6 V_6$$
$$68 = \rho A_1 V_1 = \rho A_2 V_2 = \rho A_3 V_3 = \rho A_4 V_4 = \rho A_5 V_5 = \rho A_6 V_6$$
$$V_1 = 90{,}18 m/s; V_2 = 78{,}73 m/s; V_3 = 49{,}76 m/s;$$
$$V_4 = 29{,}88 m/s; V_5 = 29{,}88 m/s; V_6 = 34{,}28 m/s$$

Pela Equação de Bernoulli:

$$p_1 + \frac{1}{2}\rho V_1^2 = p_2 + \frac{1}{2}\rho V_2^2 = p_3 + \frac{1}{2}\rho V_3^2 = p_4 + \frac{1}{2}\rho V_4^2 = p_5 + \frac{1}{2}\rho V_5^2 = p_6 + \frac{1}{2}\rho V_6^2$$
$$p_i + \frac{1}{2}\rho V_i^2 = p_{atm} + \frac{1}{2}\rho V_6^2 = 101350 + \frac{1}{2} 0{,}457 \times 34{,}28^2$$
$$p_1 = 99760 Pa; p_2 = 100202 Pa; p_3 = 101053 Pa;$$
$$p_4 = 101415 Pa; p_5 = 101415 Pa; p_6 = 101350 Pa$$

Pressões relativas:

$$p^r{}_1 = -1590 Pa; p^r{}_2 = -1148 Pa; p^r{}_3 = -297 Pa; p^r{}_4 = +65 Pa; p^r{}_5 = +65 Pa; p^r{}_6 = p_{atm}$$

4.4 Método dos Elementos Finitos

Dada a complexidade do problema em análise, não foram encontradas soluções analíticas que permitissem a determinação das tensões nominais e locais presentes no sistema de evacuação, tendo sido utilizado o método dos elementos finitos (MEF) para alcançar aquele objectivo. Os códigos numéricos utilizados foram o ANSYS® e o COSMOSWorks®.

O material (AISI 316L) assumiu-se isotrópico, homogéneo e com valores de Módulo de Young, coeficiente de expansão linear e condutividade térmica variáveis com a temperatura (Anexo C – Propriedades do aço AISI 316L). Todas as chapas da estrutura foram modeladas como elementos estruturais de tipo superfície e a espessura de cada chapa foi definida durante a criação da malha de elementos finitos (Figura 4.4 e Anexos G,

H e I). A temperatura de referência, T_{ref}, foi definida para ser igual a 24ºC (temperatura ambiente).

Com base nos cálculos apresentados nos subcapítulos 4.2 e 4.3, foram realizados análises computacionais para obter o nível de tensões envolvido nos carregamentos a que a conduta está sujeita. Os valores de pressão calculados não são elevados (Capítulo 4.3), mas estão aplicados em chapas finas com dimensões de altura por largura relativamente elevadas, traduzindo-se em tensões nominais induzidas que poderão ter alguma relevância [Martins, 2005]. O valor máximo da deformada que se verifica nestas condições é superior ao valor da espessura da placa, pelo que não é aplicável a formulação de teoria de placas baseada nas Hipóteses de Kirchhoff [Ugural, 1999], sendo necessário considerar a Teoria de Grandes Deformadas (análise não linear). Para além dos carregamentos anteriormente referidos, foi aplicada uma massa distribuída em 6 pontos (200kg/cada), simulando o peso de 3 silenciadores. As condições de fronteira foram aplicadas de acordo com a Figura 4.1.

Para analisar com maior detalhe os resultados obtidos, os diagramas de tensões apresentados no Capítulo 5 referem-se a valores de tensão induzidos em zonas próximas do anel inferior, local onde as fissuras apareceram. Um exemplo de secção analisada mostra-se na Figura 4.4. As três tensões nominais principais e a tensão de Von Mises foram calculadas separadamente, na linha resultante da intersecção da parede principal com os anéis inferior e intermédio, precisamente na região crítica onde a fissura nucleou e propagou. Para clareza de apresentação, o perímetro da intersecção resultante linhas foram divididas em 8 zonas, a saber: A, AB, B, BC, C, CD, D e DA (Figura 4.4).

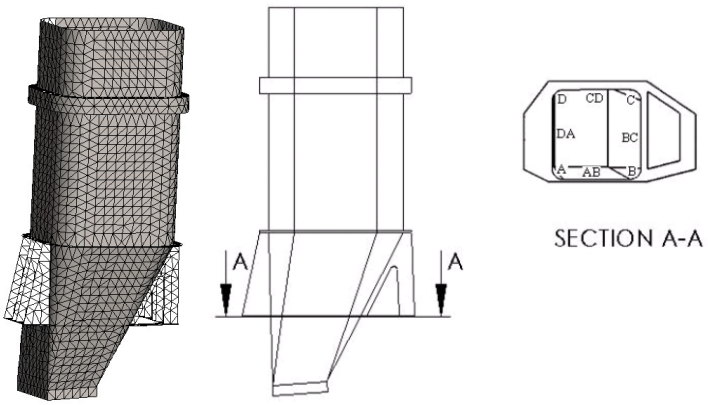


Figura 4.4 Vista geral da malha de elementos finitos da conduta de evacuação de gases de combustão em análise. Definição das zonas de concordância no anel de suporte inferior: A, B, C e D e entre concordâncias: AB, BC, CD e DA.

As tensões de origem térmica têm origem em constrangimentos aplicados a estruturas que são submetidas a aquecimento e arrefecimento (variação de temperatura). As modificações dimensionais que ocorrem durante a aplicação de ciclos térmicos (aquecimento e arrefecimento) podem resultar em deformação plástica acumulada em áreas com elevada concentração de tensões e originar a propagação de defeitos por fadiga térmica. Deste modo, para diminuir as tensões de origem térmica, torna-se importante diminuir, se possível, quaisquer restrições que não permitam a máxima liberdade de movimento da estrutura, minimizar qualquer expansão não uniforme da mesma, usar materiais mais resistentes ao choque térmico e, em alguns casos, também se aconselha a protecção da superfície da estrutura com um material cerâmico ou metálico (cladding), de modo a diminuir a temperatura aplicada na parede e os problemas de erosão a que os componentes submetidos a altas temperaturas frequentemente estão expostos.

As tensões nominais na conduta são, como foi referido anteriormente, induzidas pela pressão interna exercida pelo fluido, pelo choque térmico induzido no arranque e paragem do sistema, pela aceleração e desaceleração do navio (forças de inércia) e pelo peso da estrutura e equipamentos associados a ele (ex: silenciadores). Contudo, localmente, as tensões nominais derivadas a partir da aplicação de cargas referidas anteriormente são multiplicadas por factores de concentração de tensão, que dependem de factores como o raio do pé do cordão de soldadura (Figura 3.7), o ângulo de tangência do cordão (Figura 3.7), a geometria e o tipo de ligações soldadas (Figura 4.5 e 4.6), corrosão por picada, etc.

Desta forma, foi estudada a relação entre a tensão máxima e a tensão média calculada na secção crítica (junto ao cordão de soldadura) – factor de concentração de tensão – em três situações que podem ser encontradas na estrutura estudada (Figura 4.5 e 4.6). A Figura 4.5 representa a ligação soldada de tipo topo a topo entre chapas de AISI 316L com 3.7mm de espessura e a Figura 4.6a e b) representa a ligação soldada, em T, entre a chapa da parede principal da conduta, com 3.7mm de espessura, e os vários anéis de reforço existentes na conduta, nomeadamente com 35 e 18mm de espessura (Figura 5.1). Para as três situações analisadas, os raios de curvatura e os ângulos de tangência entre o cordão de soldadura e a chapa tiveram por base os valores medidos no capítulo 3.4, de referir que os valores do capítulo 3.4 foram obtidos em provetes com espessuras de 2,6mm e 3,1mm; neste caso, o valor para o raio de curvatura utilizado foi de 0,471mm, o ângulo de tangência entre a superfície das chapas e a superfície tangente do cordão de soldadura foi de 29,88º. Todo o dimensionamento utilizado para os elementos estudados (Figura 4.5 e

4.6) está representado em anexo (Anexo F – Dimensionamento dos elementos utilizados no estudo do factor de concentração de tensões em MEF).

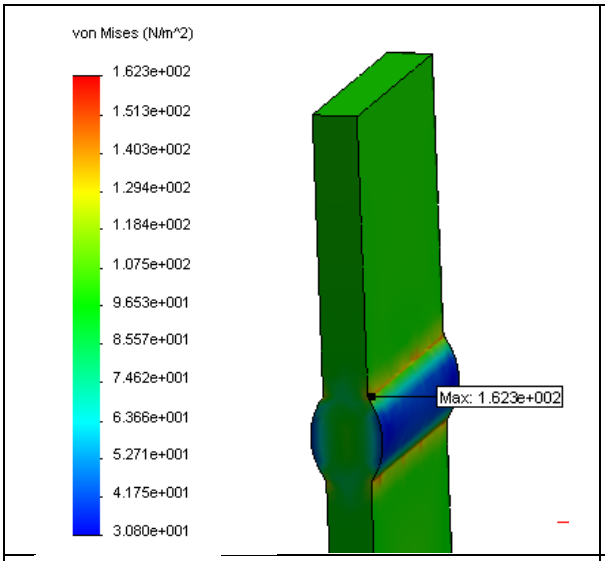


Figura 4.5 Distribuição de tensões na vizinhança de uma soldadura topo a topo, numa chapa de 3,7mm de espessura.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} = \frac{162}{100} = 1{,}62$$

Raio de curvatura – 0,47mm
Ângulo de tangência – 29,88º
Largura do cordão[2] – 6,50mm
Reforço do cordão[2] – 1,15mm

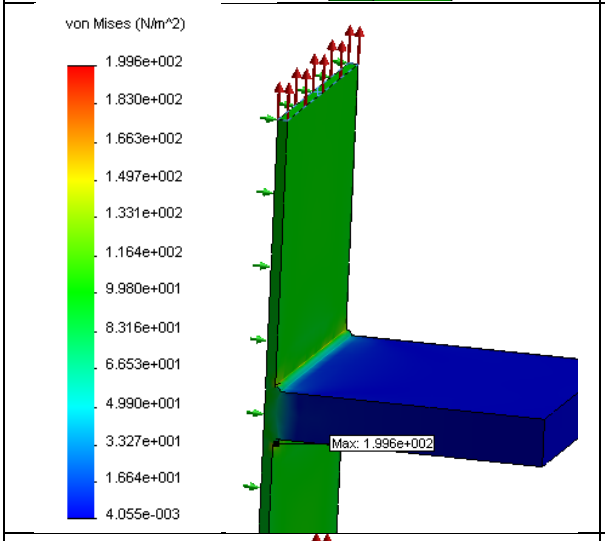


Figura 4.6a Distribuição de tensões na vizinhança de uma soldadura em T, entre uma chapa de 3,7mm de espessura e uma chapa de 18mm de espessura.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} = \frac{199}{100} = 1{,}99$$

Raio de curvatura – 0,47mm
Ângulo de tangência – 29,88º
Garganta do cordão[3] – 2,05mm

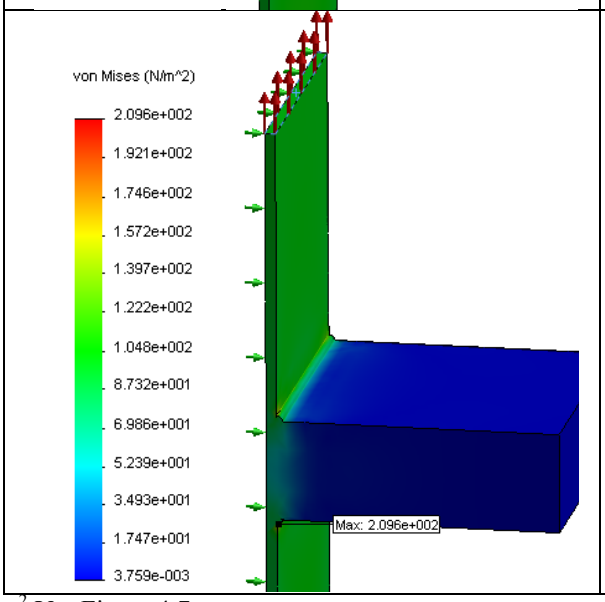


Figura 4.6b Distribuição de tensões na vizinhança de uma soldadura em T, entre uma chapa de 3,7mm de espessura e uma chapa de 35mm de espessura.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} = \frac{210}{100} = 2{,}10$$

Raio de curvatura – 0,47mm
Ângulo de tangência – 29,88º
Garganta do cordão[3] – 2,00mm

[2] Ver Figura 4.7.
[3] Ver Figura 4.8.

O valor do factor de concentração de tensões obtido em cada uma das três situações pode ser considerado elevado, variando entre 1,62 e 2,10, ou seja, as tensões verificadas junto ao cordão de soldadura podem, em alguns pontos, ultrapassar o dobro das tensões médias. Assim sendo, o raio de curvatura do cordão de soldadura, juntamente com a diferença de espessuras entre as chapas soldadas, poderão ser factores predominantes ou críticos para a nucleação de fissuras em serviço.

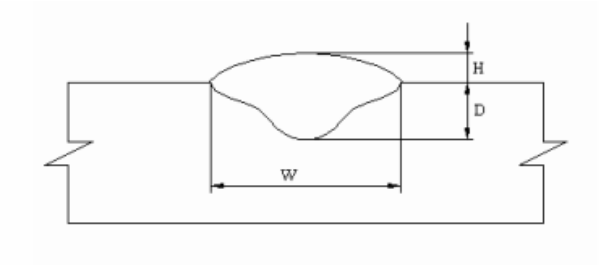


Figura 4.7 Representação esquemática genérica da soldadura. Largura do cordão de soldadura (W), Profundidade do cordão (D) e Reforço do cordão (H).

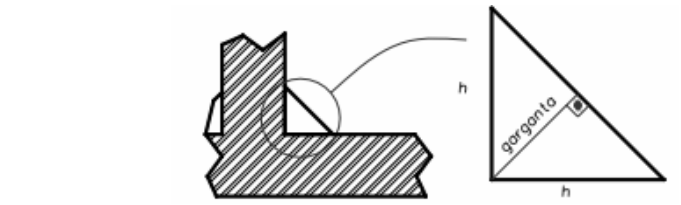


Figura 4.8 Representação genérica da garganta do cordão em juntas T. Pernas vertical e horizontal (h).

Capítulo 5 – Cálculos Analíticos e Soluções Numéricas obtidas pelo MEF

5.1 Introdução

A ligação de uma secção espessa - por exemplo, o suporte inferior anel (18mm, Figura 5.1) - com uma fina - parede do sistema de evacuação (3,7mm, Figura 5.1) - através de uma ligação soldada em T, aumentará as tensões locais, que serão tanto maiores quanto maior for a diferença entre as espessuras das chapas soldadas, uma vez que o factor de concentração de tensões aumentará (Figura 4.6a, b). Além disso, a ligação entre diferentes espessuras vai originar diferentes deformações nos componentes quando ocorram variações térmicas, penalizando as secções de menor espessura, que possuem uma menor inércia térmica, e que, por este motivo, irão expandir e contrair mais rapidamente do que as de maior espessura, dando origem a tensões de natureza térmica, que poderão originar fadiga térmica no material em função dos ciclos de aquecimento e arrefecimento aplicados.

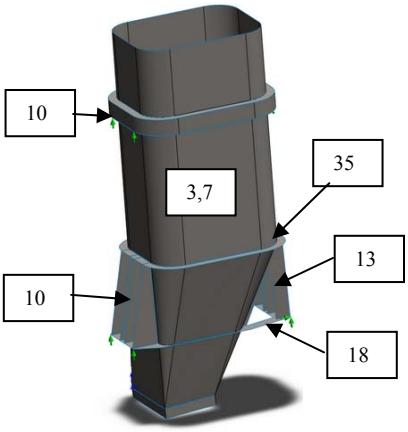


Figura 5.1 Espessuras das chapas que constituem a conduta. Os valores das espessuras estão indicadas em mm.

Concomitantemente, a realização de ligações soldadas de materiais com espessuras muito diferentes poder-se-á traduzir numa ligação soldada de pior qualidade, aumentando a probabilidade de introduzir uma maior quantidade de defeitos de soldadura, nomeadamente: maior distorção, maior zona afectada termicamente, maiores tensões

residuais e falta de fusão e, consequentemente, aumentando a probabilidade de falha. Pelo que foi dito, seria vantajoso soldar placas com espessura idêntica ou semelhante, como um meio de prevenir problemas de fadiga térmica.

Neste capítulo são apresentados os diagramas das tensões nominais principais e da tensão de Von Mises para três geometrias diferentes da conduta. O primeiro caso estudado é a geometria actual; o segundo caso refere-se ao aumento da espessura da parede da conduta na zona crítica para 8mm e para 12mm, de forma a diminuir tanto as tensões mecânicas como as tensões térmicas aplicadas; no último estudo apresentado, são introduzidos alguns reforços horizontais (anéis) na zona crítica.

5.2 Geometria Actual

Tomando como referência a geometria actual da conduta (Figura 5.1), foram aplicados os diversos carregamentos anteriormente abordados, nomeadamente a distribuição de temperaturas e de pressões calculadas teoricamente no capítulo 4.3, assim como o peso próprio e dos silenciadores. Os valores das tensões de VonMises e das três tensões principais – σ_1, σ_2, σ_3 – induzidas na estrutura foram obtidas e estão representadas nas Figuras 5.3 e 5.4, para as zonas das braçadeiras superior e inferior do anel de suporte inferior da conduta (Fig. 5.2), para uma temperatura de referência de 24ºC.

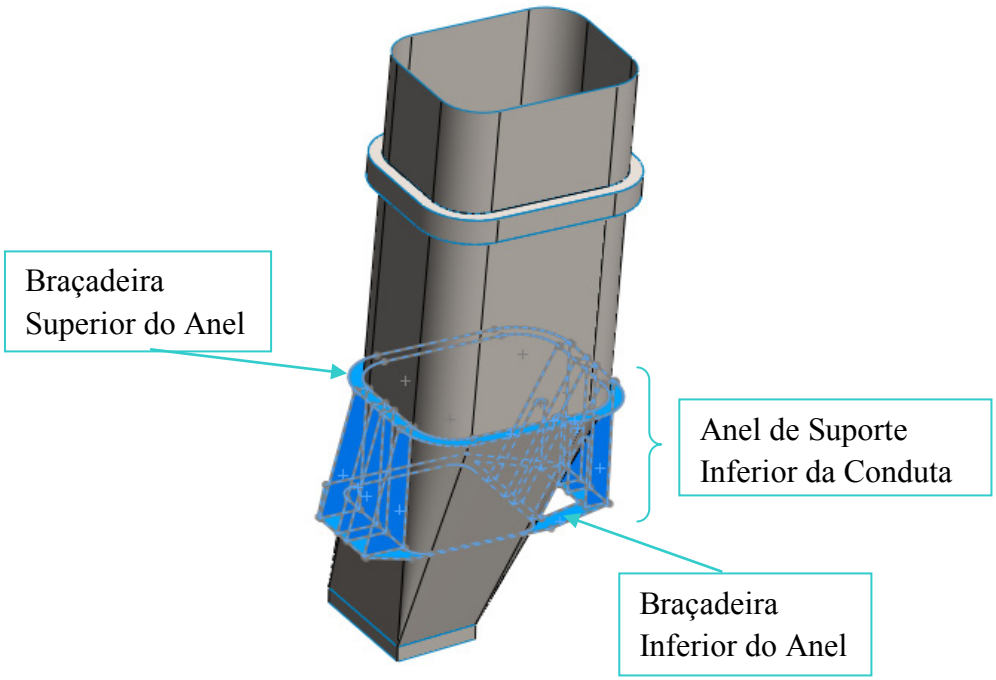


Figura 5.2 Localização do anel de suporte inferior, bem como da braçadeira superior e inferior onde foram obtidos os valores de tensão.

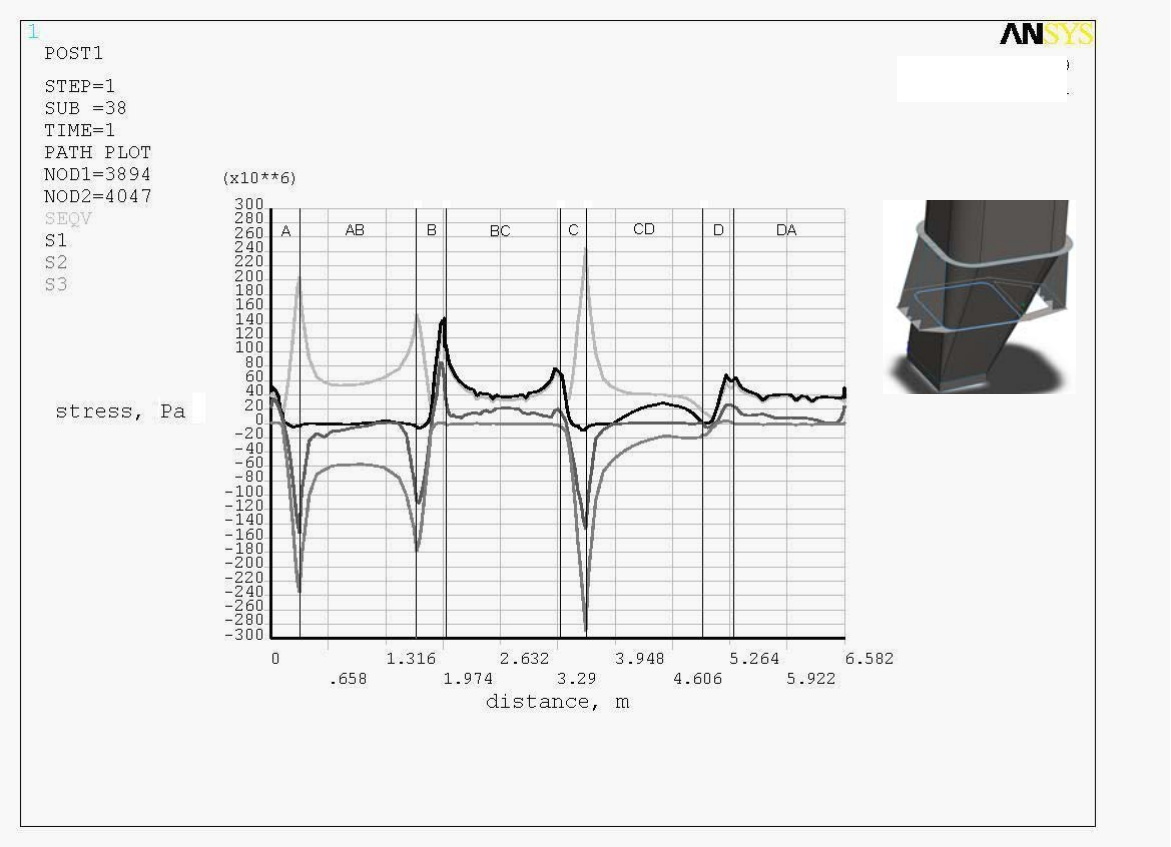


Figura 5.3 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na braçadeira inferior do anel da parede da conduta sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC).

O valor da tensão nominal principal máxima na ligação da chapa da conduta com a braçadeira inferior do anel, sem ter em consideração quaisquer factores de concentração de tensões introduzidas pelo cordão de soldadura, foi igual a 150 MPa e a tensão de Von Mises máxima calculada foi igual a 245 MPa. Na braçadeira superior do anel de suporte inferior (Fig. 5.2), a distribuição de tensões induzidas na chapa da conduta está indicada na Figura 5.4, tendo sido registado um valor de tensão principal máxima de tracção na zona BC (Figura 4.4) igual a 190MPa (Fig. 5.4).

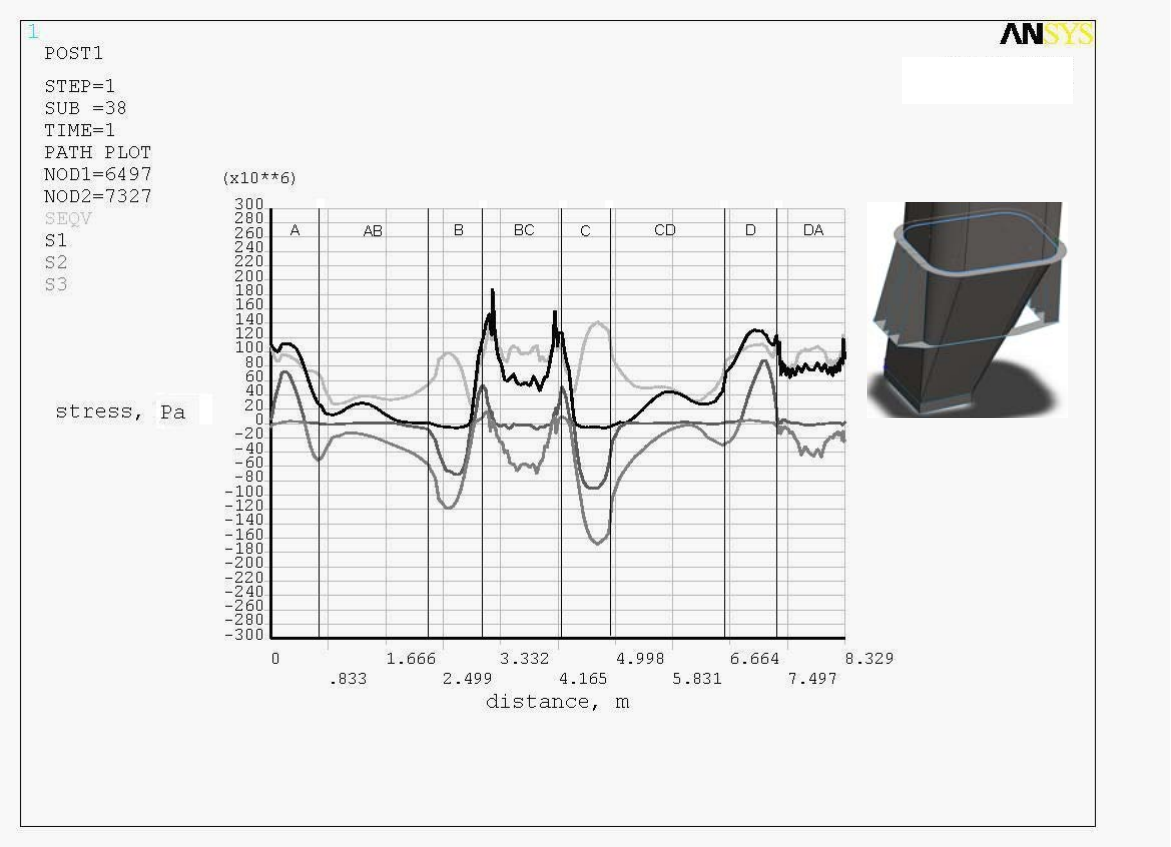


Figura 5.4 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na braçadeira superior do anel da parede da conduta sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC).

Os valores das tensões revelam que a braçadeira superior tem valores de tensão principal máxima superiores aos induzidos na braçadeira inferior; no entanto, apresenta valores de tensões de Von Mises inferiores, quando comparado com a braçadeira inferior. O valor máximo de tensões está situado na zona BC (Figura 4.4). Neste caso, a tensão principal máxima na braçadeira inferior tem um valor máximo de 150 MPa e, na mesma zona, na braçadeira superior, o valor é 190 MPa (mais 27%). Devido à presença de valores de tensão de Von Mises mais elevados, e à presença de "picos de tensão" (Figura 5.3), a braçadeira inferior deverá ser a mais problemática.

5.3 Aumento da espessura na zona crítica

No segundo estudo é proposto o aumento da espessura da chapa de 3.7mm para 8mm, ou 12mm, na zona crítica do sistema de evacuação (Figura 5.5), com o objectivo de diminuir as tensões de natureza termo-mecânicas e tornar mais semelhantes as inércias térmicas da parede da conduta e o anel de suporte inferior. As condições de apoio e de

carregamento são idênticas às do primeiro estudo, tendo sido consideradas as mesmas condições de fronteira, uma distribuição de temperatura muito semelhante à inicial e a mesma distribuição de pressão. Os diagramas das tensões induzidas foram obtidos para a braçadeira inferior e superior do anel de inferior, para uma temperatura de referência de 24ºC (Figuras 5.6 e 5.7).

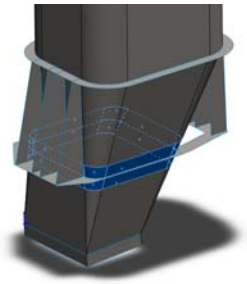


Figura 5.5 Representação da área crítica e que teve um aumento da espessura, para 8 mm ou 12 mm.

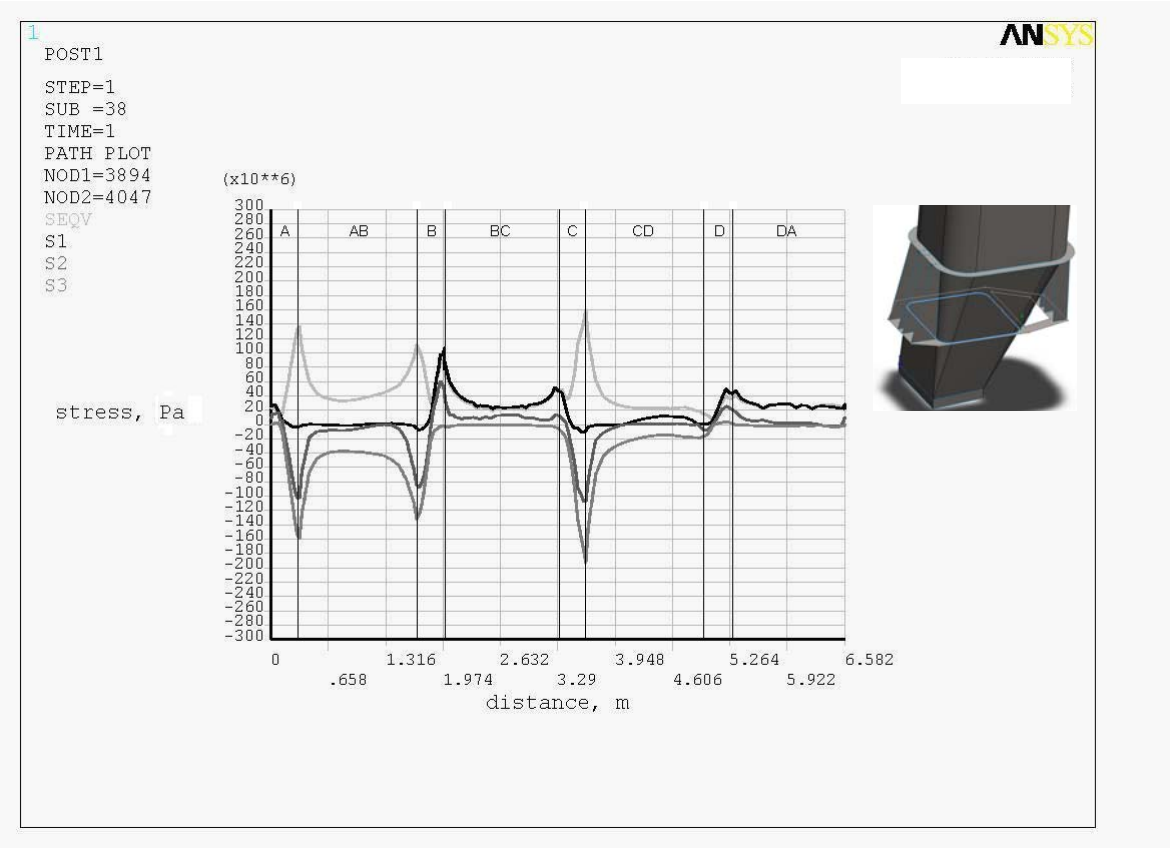


Figura 5.6 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na braçadeira inferior do anel da parede da conduta sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC). Conduta com aumento localizado da espessura da chapa para 8mm na região crítica.

O aumento localizado da espessura da chapa da conduta para 8 milímetros na zona crítica foi benéfica (Fig.5.6). Os resultados obtidos para a tensão principal máxima na região crítica, para esta nova geometria e na braçadeira inferior, diminuiu de 150 MPa para um máximo de 110 MPa (tensão nominal) e uma tensão de Von Mises máxima de 160MPa

(uma diminuição de cerca de 35%). Para além do referido, todos os valores de tensões (principais e de Von Mises) diminuíram e estão mais distribuídas ("picos" menos visíveis). Na braçadeira superior, os valores de tensão (principais e de Von Mises) mantiveram os valores verificados para a geometria actual. Tal constatação era expectável, pois a alteração da espessura da chapa (aumento para 8mm) fez-se apenas na zona da braçadeira inferior e os valores não induziram uma rigidez tal que tenha conduzido a uma "diminuição" do vão da placa.

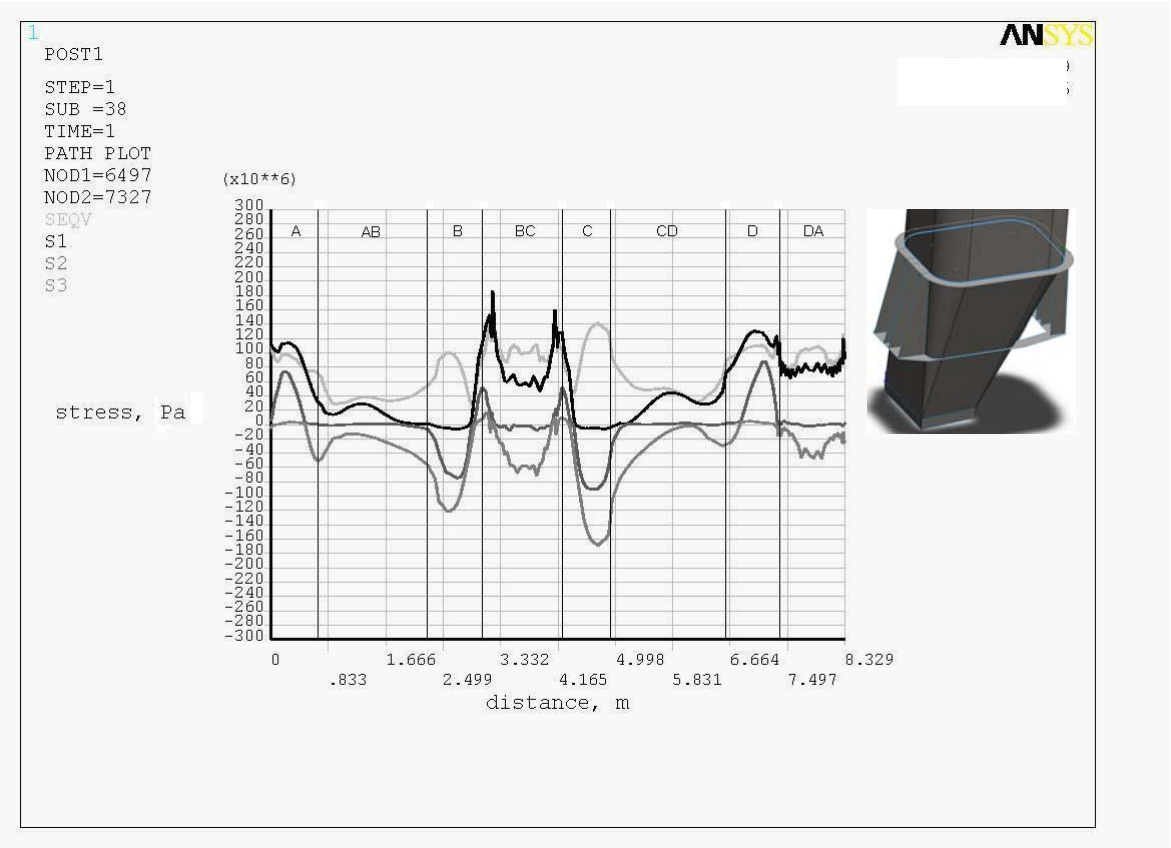


Figura 5.7 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na braçadeira superior do anel da parede da conduta sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC). Conduta com aumento localizado da espessura da chapa para 8mm na região crítica

No Capítulo 3.5 foi efectuada uma estimativa da tensão admissível corrigida à fadiga (Equação 3-8), tendo sido obtido um valor de 110 MPa. Comparando este valor com os valores de tensão obtidos para a geometria da conduta com chapa de 8 mm na região crítica, verifica-se que o valor máximo da tensão principal máxima à tracção (valor nominal) presente na conduta (110 MPa) é idêntico ao valor estimado para a tensão limite de fadiga. Tal facto indicia uma forte probabilidade de ocorrência de fissuração para a geometria estudada. Deste modo, optou-se por se estudar idêntica solução, mas para uma zona crítica com uma espessura de 12 mm (Fig. 5.8).

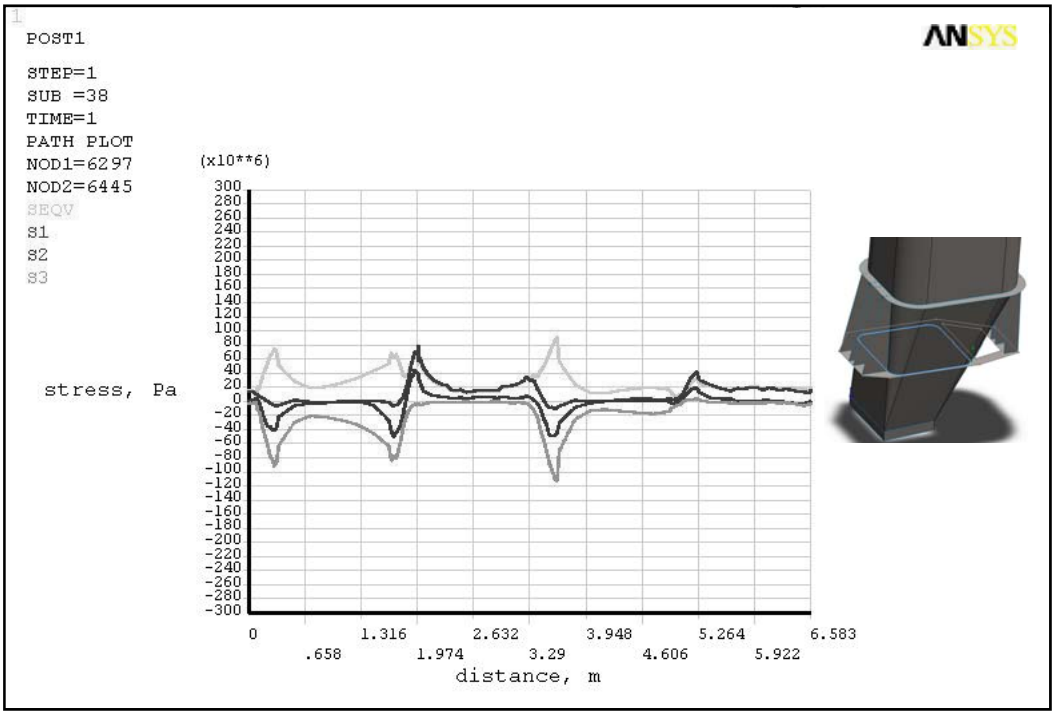


Figura 5.8 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na braçadeira inferior do anel da parede da conduta sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC). Conduta com aumento localizado da espessura da chapa para 12 mm na região crítica.

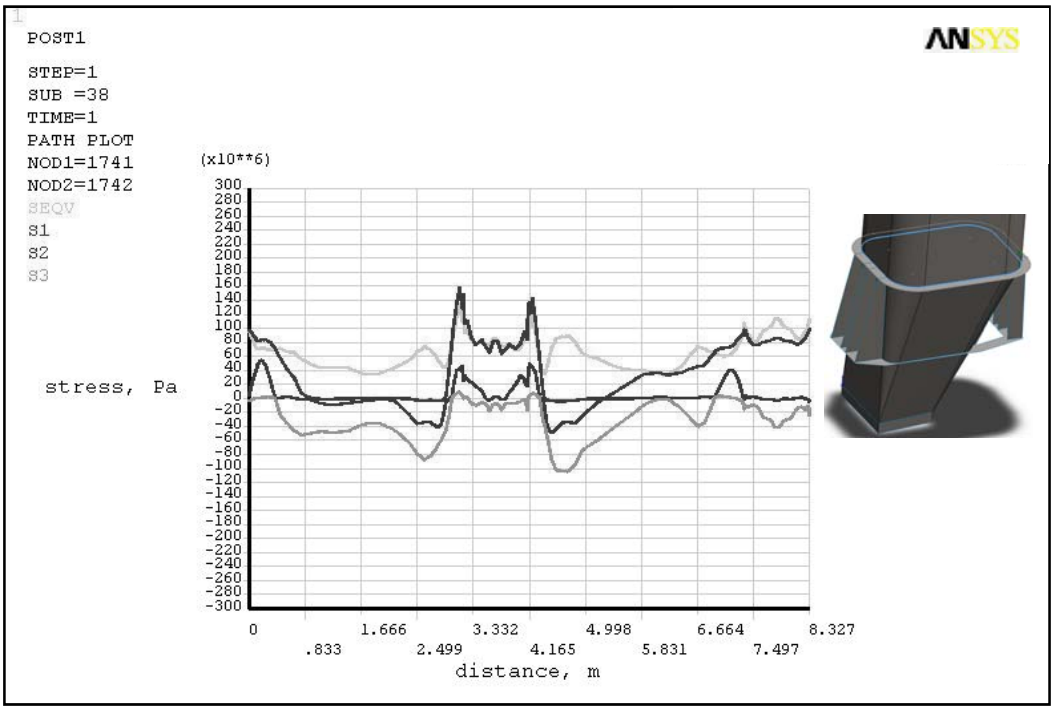


Figura 5.9 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na braçadeira superior do anel da parede da conduta sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC). Conduta com aumento localizado da espessura da chapa para 12 mm na região crítica

O aumento da espessura da chapa da conduta para 12 milímetros na zona crítica foi benéfica. Os resultados obtidos para a tensão principal máxima na área crítica, para esta

nova geometria e na parte inferior da braçadeira, diminuiu para um máximo de 80 MPa (tensão nominal) e uma tensão de Von Mises máxima de 90 MPa. Na braçadeira superior, todos valores de tensão (principais e de Von Mises) diminuíram (cerca de 15%) (Fig. 5.9). Para a alteração de conduta estudada foram verificados os valores de tensão junto da intersecção entre a espessura de 12 mm e a espessura actual da conduta (3,7 mm) (Figuras 5.10 e 5.11). Os valores das tensões junto da transição da espessura com 12 mm para a espessura de 3,7 mm são muito inferiores aos verificados nos gráficos das braçadeiras superior e inferior do anel inferior da conduta e inferiores a 40 MPa (tensões principais e de Von Mises).

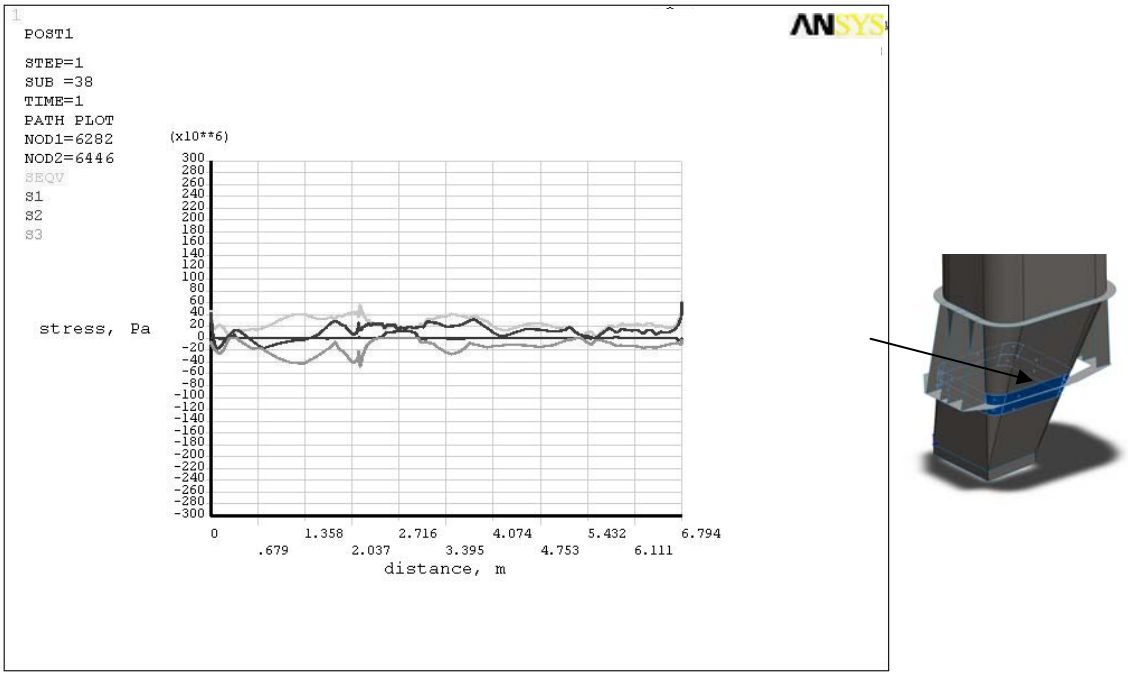


Figura 5.10 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na transição da chapa de 12mm para a chapa de 3,7 mm da conduta (zona situada acima do anel de suporte inferior da conduta) sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC).

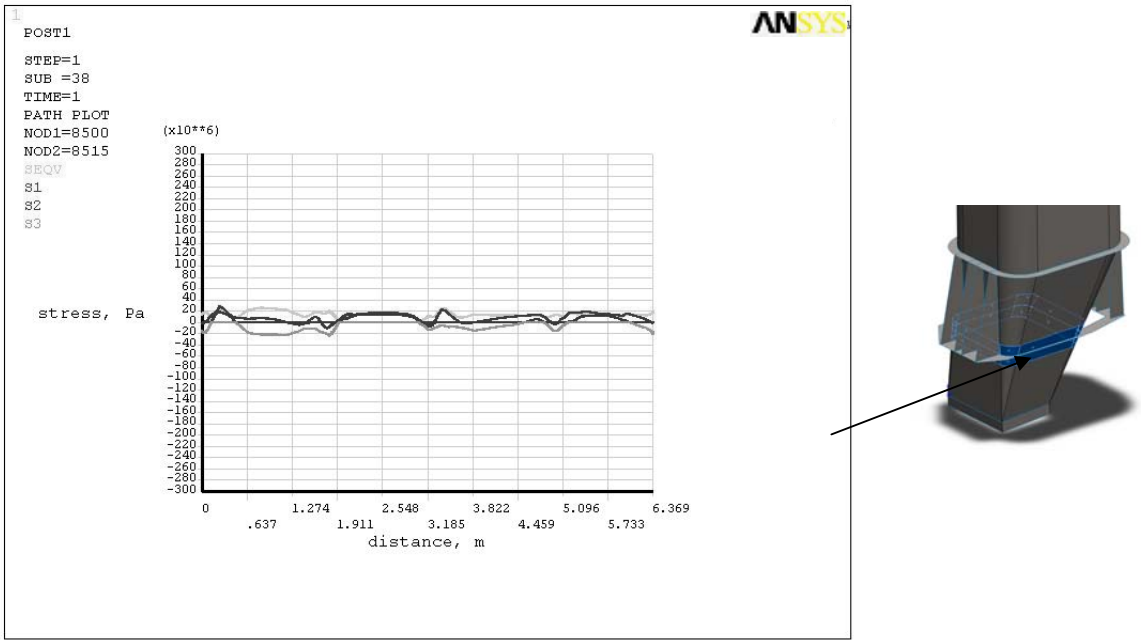


Figura 5.11 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensão de Von Mises induzidas na transição da chapa de 12mm para a chapa de 3,7 mm da conduta (zona situada abaixo do anel de suporte inferior da conduta) sujeita a pressão interna, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC).

5.4 Inclusão de Reforços Horizontais

No terceiro estudo é proposto reforçar o colector inferior com 4 anéis horizontais de reforço, com chapas de 10mm de espessura (Figura 5.12). As condições de fronteira e os carregamentos são semelhantes aos do primeiro estudo, tendo sido aplicada uma distribuição inicial de temperatura semelhante, idêntica distribuição de pressão e peso próprio. Os diagramas de tensões foram obtidos, à semelhança do que foi feito nos dois primeiros exemplos, para as braçadeiras inferior e superior do anel inferior (Figuras 5.13 e 5.14).

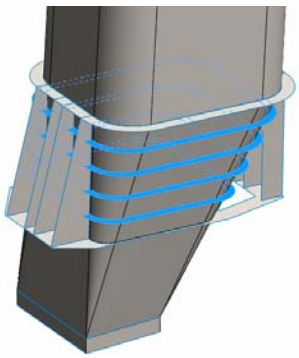
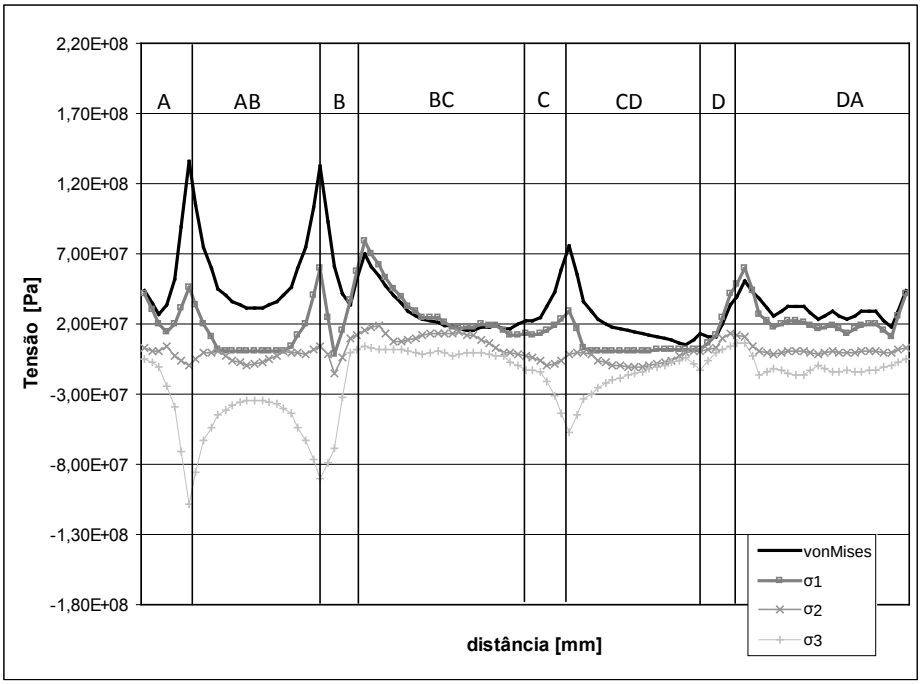


Figura 5.12 Representação da área crítica com introdução de 4 anéis horizontais de reforço com chapas de 10mm de espessura.



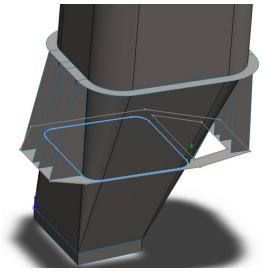
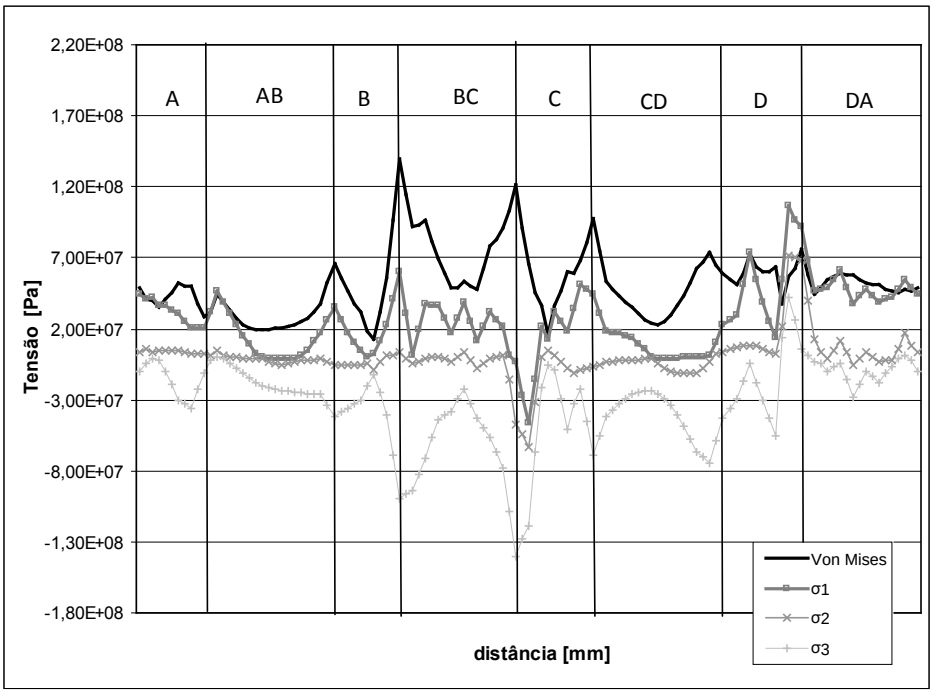


Figura 5.13 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensões de Von Mises presentes na parede da conduta, com distribuição de pressão, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC). Parte inferior do anel. Reforços horizontais.



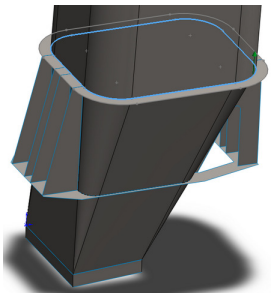


Figura 5.14 Tensões nominais principais – σ_1, σ_2, σ_3 – e tensões de Von Mises presentes na parede da conduta, com distribuição de pressão, temperatura e peso próprio. (T_{ref} = 24ºC). Parte superior do anel. Reforços horizontais.

Da observação dos resultados infere-se que a inserção dos reforços horizontais na zona crítica é benéfica. Os resultados obtidos para a tensão principal máxima, para a nova geometria, diminuíram de 150 MPa (geometria actual da conduta) para um máximo de 79

MPa (tensão nominal), na parte braçadeira inferior. Na região relativa à braçadeira superior, a tensão principal máxima foi de 107 MPa (contra os 190 MPa do valor da geometria actual).

Esta geometria, apesar de apresentar distribuições de tensão mais uniformes e valores de tensões principais máximas mais reduzidos, pode ser prejudicial em termos de choque térmico, devido à diferença de espessuras entre a parede da conduta e os reforços, devido à introdução de factores de concentração de tensões adicionais (ligações em T), podendo ser causa de nucleação de mais fissuras e devido ao facto de as tensões principais máximas nas zonas próximas das braçadeiras estarem orientadas segundo a direcção longitudinal da conduta e, por consequência, perpendiculares ao detalhe em T introduzido por intermédio da configuração descrita.

5.5 Determinação das Frequências e Modos de Vibração

Foram realizados estudos aos modos de vibração das três geometrias da conduta em estudo neste trabalho: geometria actual, geometria com aumento de 8mm na zona crítica e geometria com anéis horizontais de reforço na zona crítica, através do COSMOSWorks®. As frequências relativas aos primeiros 5 modos de vibração estão apresentadas nas tabelas 9 a 11.

Tabela 9 Geometria Actual

Modo de vibração	Frequência (rad/s)	Frequência (Hz)	Período (s)
1	33,827	5,3837	0,1857
2	37,764	6,0103	0,1663
3	38,684	6,1567	0,1624
4	40,522	6,4493	0,1550
5	43,206	6,8765	0,1454

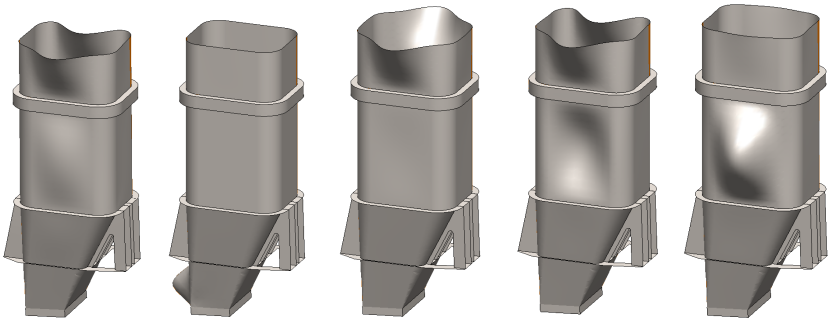


Figura 5.15 Deformações de cada um dos 5 modos de vibração (do primeiro modo para o quinto modo, da esquerda para a direita). Geometria Actual. Deformações não estão à escala real.

Tabela 10 Geometria com aumento da espessura (8mm) na zona crítica

Modo de vibração	Frequência (rad/s)	Frequência (Hz)	Período (s)
1	33,939	5,4016	0,1851
2	38,678	6,1557	0,1624
3	40,536	6,4515	0,1550
4	42,919	6,8308	0,1464
5	43,181	6,8724	0,1455

Figura 5.16 Deformações de cada um dos 5 modos de vibração (do primeiro modo para o quinto modo, da esquerda para a direita). Geometria com aumento de espessura. Deformações não estão à escala real.

Tabela 11 Geometria com anéis de reforço na zona crítica

Modo de vibração	Frequência (rad/s)	Frequência (Hz)	Período (s)
1	36,688	5,8391	0,1712
2	37,617	5,9869	0,1670
3	38,386	6,1094	0,1636
4	41,375	6,5851	0,1518
5	42,700	6,7959	0,1471

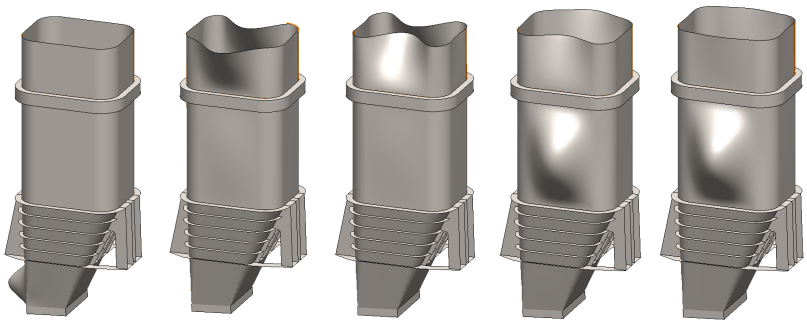


Figura 5.17 Deformações de cada um dos 5 modos de vibração (do primeiro modo para o quinto modo, da esquerda para a direita). Geometria com reforços horizontais. Deformações não estão à escala real.

As frequências naturais das três estruturas são muito semelhantes, como era de prever, com uma diferença máxima de 8,5% (entre as frequências das geometria actual e a geometria com anéis no primeiro modo). Com o aumento da espessura na zona crítica, os valores da frequência aumentaram ligeiramente, a introdução de anéis de reforços provoca

um aumento de 8,5% do valor da frequência natural no primeiro modo, sendo que os restantes modos diminuíram ligeiramente.

Quanto aos valores obtidos e a sua importância em termos de ressonância, teria de ser realizado um estudo mais aprofundado às frequências de encontro que o navio está sujeito devido ao movimento das ondas e velocidade de navegação. No entanto, é de crer que os valores das frequências naturais da conduta ainda estão afastados do valor da frequência de encontro "recebida" pelo navio.

No caso da geometria actual, os modos de vibração que podem ser mais problemáticos são o 2, 4 e 5 (Figura 5.15), uma vez que produzem deformações próximas do anel de suporte inferior (zona crítica).

No caso da geometria com aumento da espessura na zona crítica, verifica-se que o 4 e 5 modos de vibração (Figura 5.16) podem ser os mais problemáticos, uma vez que são os modos que produzem deformações próximas do anel de suporte inferior.

Para o caso da geometria com anéis de reforço na zona crítica, verifica-se que o 1, 4 e 5 modos de vibração (Figura 5.17) são os que poderão produzir deformações no anel de suporte inferior.

Capítulo 6 – Conclusões

A tensão de cedência do metal base de Cr-Mn, à temperatura ambiente, é aproximadamente igual a 500MPa e a tensão de rotura é aproximadamente igual a 800MPa. A extensão de rotura verificada é superior a 40%.

A tensão de cedência do metal base de AISI 316L, à temperatura ambiente, é aproximadamente igual a 300MPa e a tensão de rotura é aproximadamente igual a 600MPa. A extensão de rotura é superior a 35%.

Do referido, a tensão de cedência do aço inoxidável austenítico Cr-Mn é 66% superior à tensão de cedência do aço AISI 316L e a tensão de rotura do primeiro é 33% superior à do segundo (à temperatura ambiente).

Dos ensaios realizados a 350ºC, conclui-se que a tensão de cedência do aço Cr-Mn (270MPa) é cerca de 35% superior à tensão de cedência do aço AISI 316L (200MPa), enquanto que a tensão de rotura do aço Cr-Mn é aproximadamente igual a 510MPa e a do aço AISI 316L igual a 430MPa.

Os resultados evidenciam uma maior proximidade de características mecânicas dos dois aços em estudo, quando sujeitos a 350ºC, quando se comparam com as mesmas propriedades obtidas à temperatura ambiente.

A extensão de rotura dos dois materiais é aproximadamente igual a 40%, sendo um valor mais baixo do que o obtido à temperatura ambiente.

A curva de ensaio a 350ºC das ligações soldadas de aço Cr-Mn com AISI 316L evidencia propriedades mecânicas muito próximas das evidenciadas pelo material base Cr-Mn, sendo a tensão de cedência ligeiramente mais elevada (290MPa) e a tensão de rotura mais baixa (425MPa).

A extensão de rotura da ligação soldada com materiais "dissimilares" verificou-se ser menor que a dos metais base que constituem a ligação soldada, sendo aproximadamente igual a 30%.

O valor médio de dureza para o aço AISI 316L (Metal Base) é de 190HV1 enquanto que para o aço Cr-Mn, tipo 1.4376, o valor médio de dureza do metal base é de aproximadamente de 250HV1. Ambos os valores estão em concordância com os valores de tensão de rotura determinados.

Os valores médios obtidos por medição em mesa de coordenadas para a espessura das chapas soldadas de Cr-Mn e de AISI 316L foi de t1=2,607mm, t2=3,085mm, com uma excentricidade, *e*, de 0,416mm. O raio de curvatura médio foi igual a 0,47mm e o ângulo de tangência igual a 29,8º; os valores medidos do raio de curvatura são, em regra, muito baixos, sendo expectável um factor de concentração de tensões elevado. No que diz respeito ao ângulo de tangência, o valor médio é de 30º, é um valor satisfatório e dentro do expectável.

No que diz respeito ao campo de pressões, pode observar-se que a zona de maiores pressões se encontra na proximidade do bordo de ataque dos silenciadores, onde a pressão é superior à atmosférica. Tal ocorrência deriva da existência de um estreitamento à zona de passagem dos gases da combustão, o que provoca um aumento da velocidade de escoamento dos gases. No que diz respeito à zona inicial da conduta, de acordo com o calculado numérico e analítico, está sujeita ao efeito de sucção, vulgarmente conhecido por "efeito de chaminé".

Considerando a sobreposição dos vários carregamentos existentes - pressão interna, temperatura e peso próprio - as tensões principais máximas nominais existentes na chapa da conduta, na zona de ligação ao anel de suporte inferior, temos que, o valor de tensão principal máxima nominal de tracção existente na zona de ligação da chapa da conduta ao anel de suporte inferior, calculado para a geometria actual, foi igual a 150MPa, na braçadeira inferior do anel inferior.

Aumentando a espessura da localização crítica para 8mm e 12mm, os resultados obtidos para a tensão principal máxima de tracção na zona crítica para este novo arranjo, diminuiu para 110MPa e 80MPa (tensão nominal), na braçadeira inferior do anel inferior.

Colocando quatro anéis externos de reforço, os resultados obtidos para a tensão principal máxima de tracção na zona crítica para este arranjo, diminuiu para 79MPa (tensão nominal), também na braçadeira inferior do anel inferior.

De modo a diminuir a presença de tensões locais elevadas e diminuir o efeito nocivo da variação de temperatura (choque térmico), existem dois parâmetros que são os mais influentes e que foram objecto de estudo neste trabalho, a temperatura e a pressão interna. A diminuição de pressão no interior da conduta obriga a alterações na geometria da conduta e dos silenciadores; assim, o parâmetro mais indicado para alterar será a temperatura e neste caso, esta pode ser "regulada" através do aumento do caudal mássico de ar secundário (ar à temperatura ambiente) de modo a diminuir a temperatura no interior da conduta e com a introdução de um deflector na zona de entrada de ar na conduta, de modo a que o escoamento do gás se faça de uma forma mais central e menos crítica para a chapa da conduta.

No caso da geometria com aumento da espessura na zona crítica, o efeito da concentração de tensões e do choque térmico terá de ser tido em conta e a transição entre chapas terá de ser suave, pois a diferença de espessuras (entre a chapa da conduta e a nova espessura na zona crítica) pode originar o aparecimento de novas fissuras.

No Capítulo 3.5 foi efectuada uma estimativa da tensão admissível corrigida à fadiga (Equação 3-8), tendo sido obtido um valor de 110 MPa. Comparando com os valores de tensão obtidos para as três geometrias estudadas, verifica-se as tensões nominais presentes na conduta com chapa de 12mm na região crítica (80 MPa) e na conduta com reforços horizontais (79 MPa) são inferiores ao valor estimado para a tensão limite de fadiga. A escolha da melhor solução para uma possível alteração da geometria actual da conduta deverá apresentar um gráfico de tensões com valores máximos preferencialmente inferiores ao valor de tensão admissível à fadiga calculado.

A resistência ao choque térmico é caracterizada na literatura pelo parâmetro R_S (Equação 1-1) e como verfificado no Capítulo 1, o parâmetro que pode diminuir o coeficiente de resistência ao choque térmico será a tensão de cedência cíclica visto que os outros parâmetros se mantém "constantes" para o caso dos materiais escolhidos (aços inoxidáveis austeníticos), assim a escolha do material para substituição local terá de ter em conta este parâmetro e verificar-se a compatibilidade com os materiais que constituem a conduta.

O estudo dos modos de vibração realizados no capítulo 5.5 demonstram que podem surgir efeitos de ressonância que alteram a geometria da conduta junto da zona crítica, este efeito, junto com outros, como o efeito do choque térmico ou da pressão interna, originam

o aumento de tensões na zona crítica e mais especificamente nas ligações em T do anel de suporte inferior.

A concentração de tensões na zona crítica, junto ao pé do cordão de soldadura, terá valores mais elevados que poderão chegar ao dobro tendo em conta os estudos efectuados no capítulo 4.4, desta forma, a geometria do cordão de soldadura é de grande importância, mais ainda nos casos das ligações em T (este tipo de ligações surge precisamente na zona crítica), desta forma o raio do pé do cordão e o ângulo de tangência do anel de suporte inferior deverá ser objecto de análise de modo a verificar o verdadeiro factor de concentração de tensões e propor soluções para o diminuir. No caso de se efectuar martelagem no pé do cordão terá de ser verificado a sua utilidade, pois se for mal realizado poderá introduzir tensões residuais de compressão que não beneficiaram a diminuição de tensões, pelo contrário, poderão constituir pontos de nucleação de novas fissuras.

Capítulo 7 – Trabalhos Futuros

Sugere-se o prosseguimento dos estudos desta área de pesquisa, enfocando, entre outros, os seguintes tópicos:

- A realização de ensaios de fadiga, de fluência e de corrosão a ambos os materiais e, se possível, a diferentes temperaturas;
- Propor outras geometrias possíveis para a conduta, como por exemplo, a utilização de reforços verticais, ou algum tipo de dissipadores de energia para a zona crítica;
- Avaliar a introdução do novo material (aço Cr-Mn) na nova geometria e analisar a melhor situação para proceder à substituição do material actual;
- Introdução de fundação elástica nos estudos numéricos, devido à presença de molas, sendo que as propriedades destas estão em anexo (Anexo E – Molas), assim como as ligações articuladas existentes;
- Verificar se o material de adição utilizado (Thermanit X (ER 307, SG-X 15 CRNiMn188) é o mais apropriado para as solicitações a que a estrutura e as juntas de soldadura estão sujeitas;
- Realização de estudos (com ambos os materiais) relativos ao choque térmico e qual influência da discrepância entre as espessuras dos diferentes elementos que compõem a conduta, neste tipo de carregamento.

Bibliografia

ASM Specialty Handbook® – Stainless Steels (Ed. Davis, J.R. and Davis & Associates), pp. 10 ASM International® – The Materials Information Society, 1994

BRANCO, Carlos A. G. de Moura. – **Mecânica dos Materiais, 3ª ed. s.l.** Porto: Fundação Calouste Gulbenkian, 1998. ISBN 972-31-0825-9.

British Standards Institution (BSI). Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Structures, BS7910, pp.38, Annex A, UK; 2000

Catálogo ENIDINE – Wire rope technology (http://www.enidine.com/pdffiles/WireRopeCatalog.pdf)

Catálogo POWERFLEX (http://www.powerflex.it/htmlit/prodotti/standard/dati/CATALOGO_curve_carico.pdf)

CRUZ, H., AVEIRO, J., VIEGAS, J., MARTINS, R.F. – **Computational Fluid Dynamics Analyses of the exhaust gases of naval gas turbines for two turbulence models – Comparison of results**. METNUM 09, Barcelona, 2009

CRUZ, Hildebrando José Teixeira – **Projecto de desenvolvimento tecnológico de condutas de evacuação dos produtos de combustão de turbinas a gás utilizadas para propulsão naval**, Tese de Mestrado, IST/UTL, Lisboa, Novembro 2008

GRAÇA MARTINS, M. E. – **Introdução às Probabilidades e à Estatística**, DEIO, 2008. Cap. 2.

ISO Recommendation: R1099, *Axial Load Fatigue Testing*, 1st Edition, 1969

KELLY, S. Graham – **Fundamentals of mechanical vibrations, 2ª ed.** Singapore: Mac Graw Hill, 2000. ISBN 0-07-230092-2.

MARTINS, R.F.; VIEGAS, J.; BRANCO, C.M. – **Relatório de Execução Material e de Execução Financeira Intercalar referente ao ano de 2008**, Projecto Ref. PTDC/EME/67071/2006; 2008

MARTINS, R.F.; VIEGAS, J.; BRANCO, C.M. – Relatório de Execução Material e de Execução Financeira Intercalar referente ao ano de 2007, do Projecto de Investigação Científica e Desenvolvimento Tecnológico no âmbito do PIDDAC: "Projecto de desenvolvimento tecnológico de condutas de evacuação de gases de turbinas a gás", Ref. PTDC/EME/67071/2006, Dezembro de 2007

MARTINS, R.F.; Análise de falha de condutas de evacuação de gases de turbinas a gás utilizadas para propulsão naval, Dissertação apresentada para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica, pg: 223,Lisboa : UTL, Instituto Superior Técnico, 2005

Matbase (http://www.matbase.com); (http://www.matbase.com/material/ferrous-metals/stainless-steel/, *online* em Agosto, 2009)

Matweb (http://www.matweb.com)

MOURA BRANCO, C.; AUSGUSTO FERNANDES, A., TAVARES de CASTRO, P.M.S. – **Fadiga de Estruturas Soldadas**, pp. 696, 1ª Edição, Fundação Calouste Gulbenkian, 1986

Norma Portuguesa NP EN 10 002-1:1990: Materiais Metálicos. Ensaio de Tracção. Parte 1: Método de Ensaio (à temperatura ambiente), Instituto Português da Qualidade; 1990

Norma Portuguesa NP EN 1043-1:1999, **Ensaios destrutivos das soldaduras sobre materiais metálicos, Ensaios de Dureza- Parte 1: Ensaio de dureza das ligações soldadas por arco**. Instituto Português da Qualidade

Norma Portuguesa NP EN 1043-1:1999, Ensaios destrutivos das soldaduras sobre materiais metálicos, Ensaios de Dureza- Parte 1: Ensaio de dureza das ligações soldadas por arco, Instituto Português da Qualidade; 1999

Norma Portuguesa NP EN 1289:2000 – **Ensaios não destrutivos de soldaduras - Ensaio por líquidos penetrantes das juntas soldadas**. Instituto Português da Qualidade

SKELTON, R.P., **Introduction to thermal shock**, High Temperature Technology, 8, 75-97, 1990

THOMAS, Lindon C **– Fundamentos da Transferência de Calor**. Rio de Janeiro: Prentice-Hall, 1985. ISBN 85-7054-015-9.

ThyssenKruppNirosta (informação em http://www.nirosta.de/Material.45.0.html?&L=1, *on-line* em Fevereiro, 2009); (www.nirosta.de/fileadmin/media/PDF/H400.pdf, *on-line* em Agosto, 2009); (http://www.nirosta.de/fileadmin/scripts/wbbreitband/en/main_anzeige.php?ID=4404, *on-line* em Agosto, 2009; (http://www.nirosta.de/fileadmin/scripts/wbbreitband/en/main.html, *on-line* em Agosto, 2009)

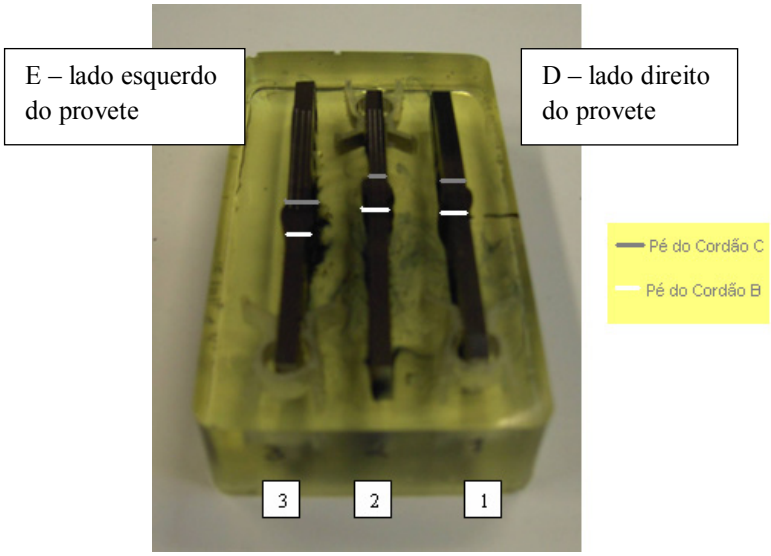
TWI Report No: 13631/7/05, **Improving the fatigue performance of welded stainless steels**, Final Report for ECSC Contract No. 7210-PR-303; 2005

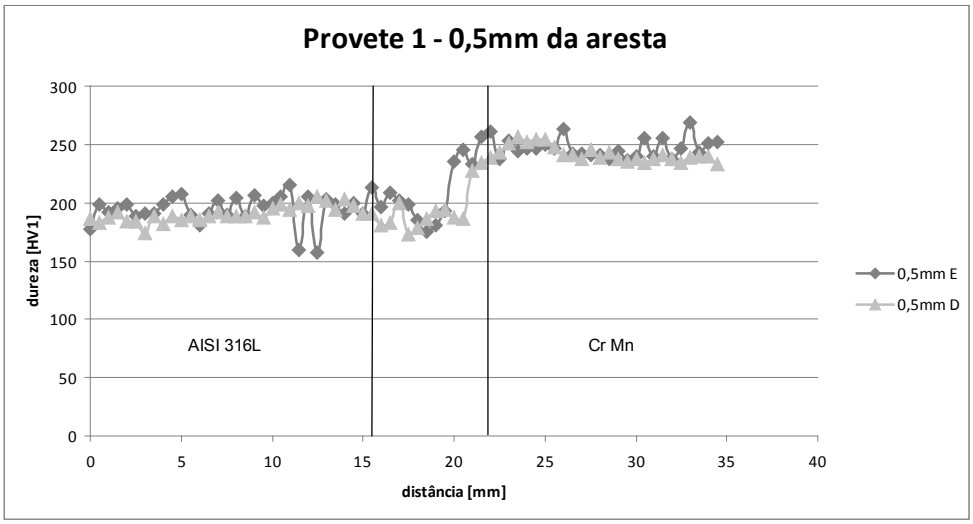
UGURAL, Ansel C. **– Stresses in Plates and Shells, 2nd ed.** s.l. : McGraw

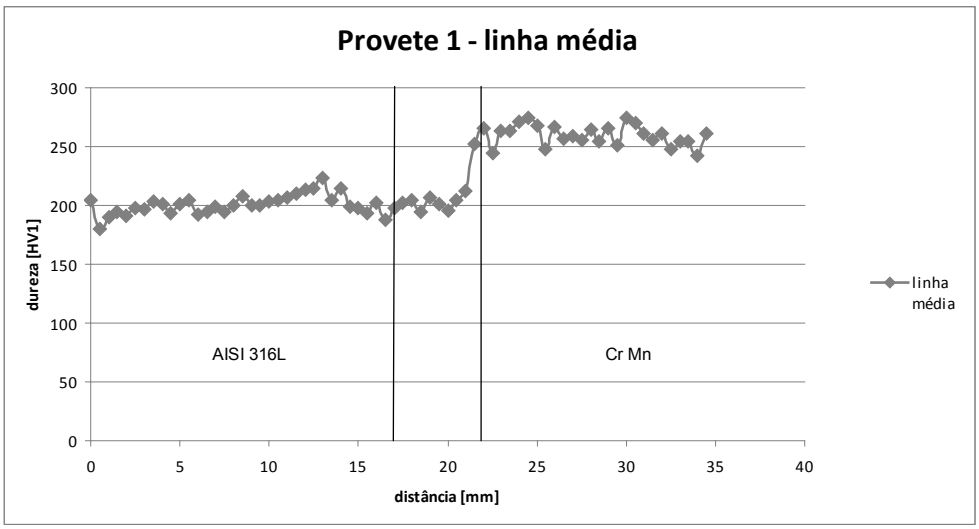
URGUEIRA, A.P. **– Vibrações Mecânicas e Ruído**, Monte de Caparica: Universidade Nova de Lisboa – Faculdade de Ciência e Tecnologia, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Licenciatura em Engenharia Mecânica, 2008

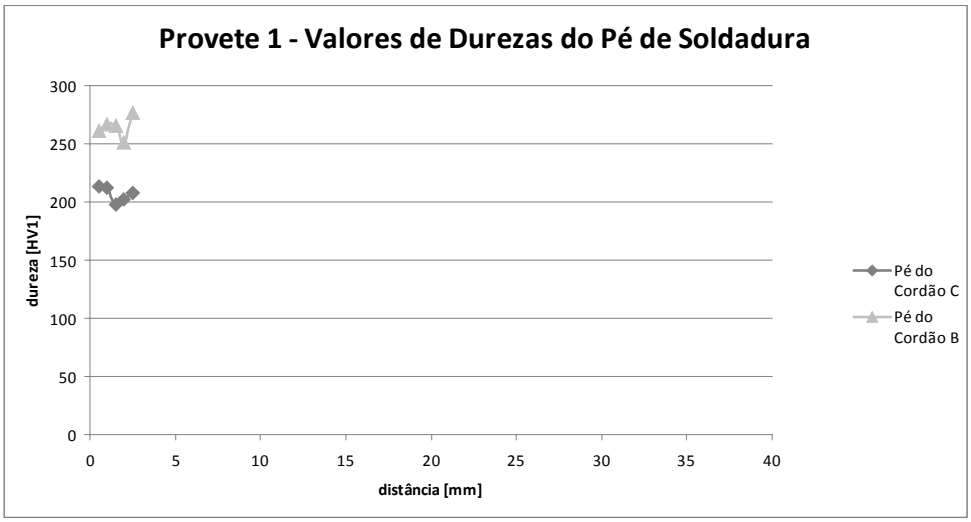
WHITE, Frank M. **– Mecânica dos Fluidos**, 4ª ed. Rio de Janeiro: Mac Graw Hill, 2002. ISBN 85-86804-24-X

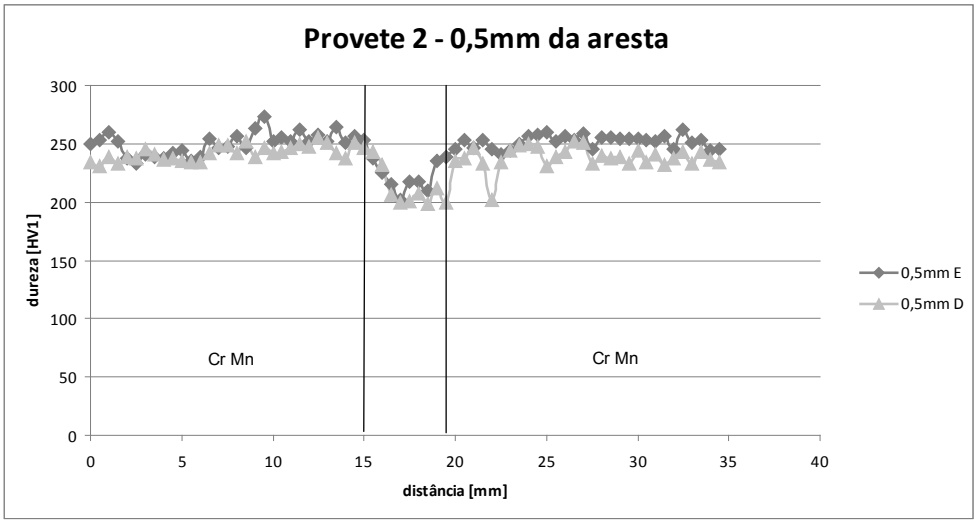
Anexo A – Resultados Ensaios de Dureza

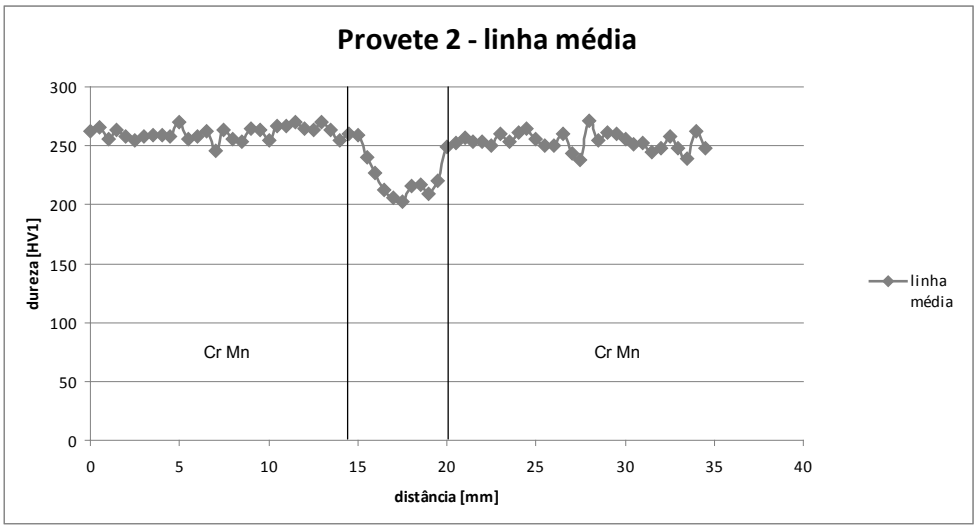


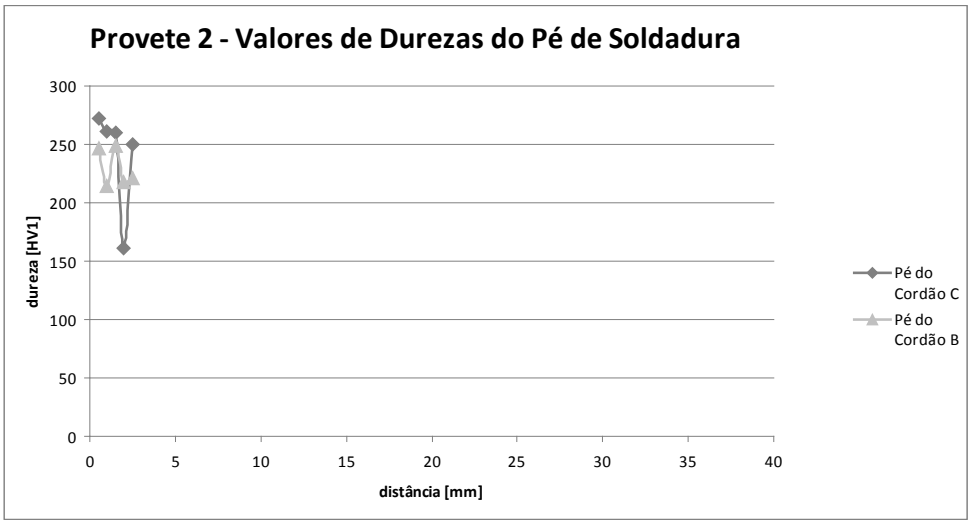


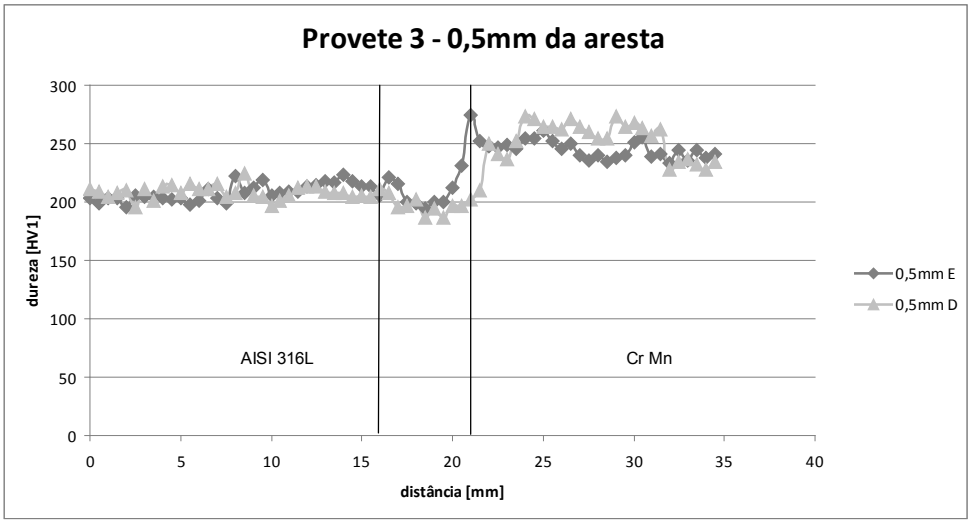


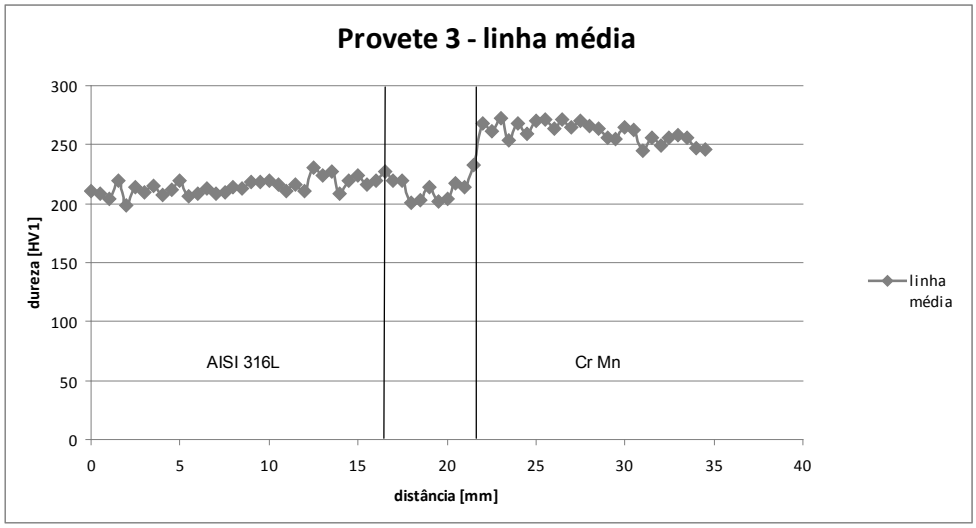

Provete 1 - Valores de Durezas do Pé de Soldadura
dureza [HV1]
distância [mm]
Pé do Cordão C
Pé do Cordão B

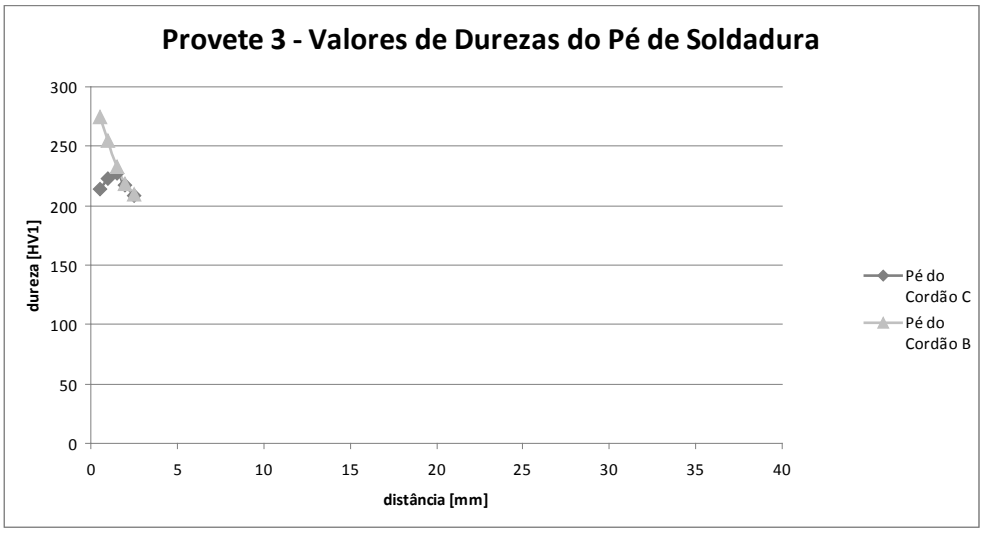

Provete 2 - 0,5mm da aresta
dureza [HV1]
distância [mm]
Cr Mn
Cr Mn
0,5mm E
0,5mm D

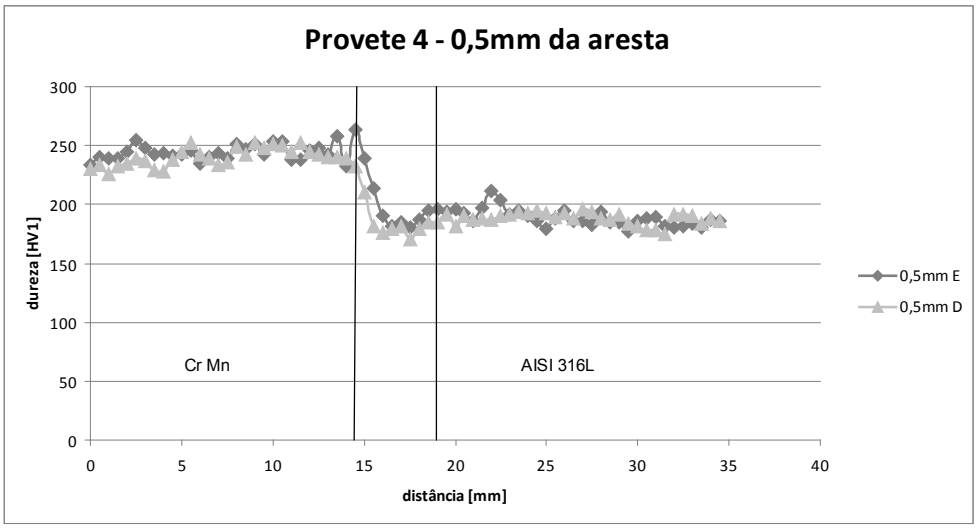

Provete 2 - linha média
dureza [HV1]
distância [mm]
Cr Mn
Cr Mn
linha média

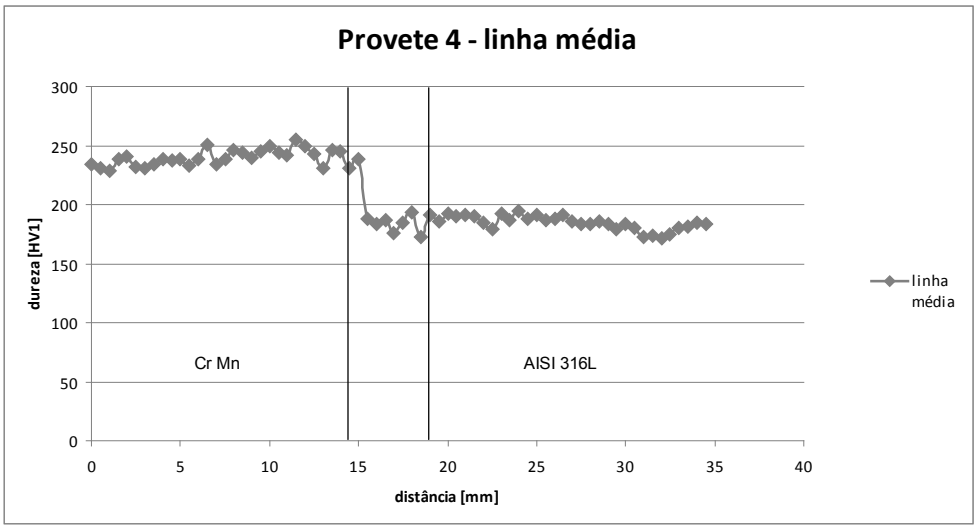

Provete 2 - Valores de Durezas do Pé de Soldadura
dureza [HV1]
distância [mm]
Pé do Cordão C
Pé do Cordão B

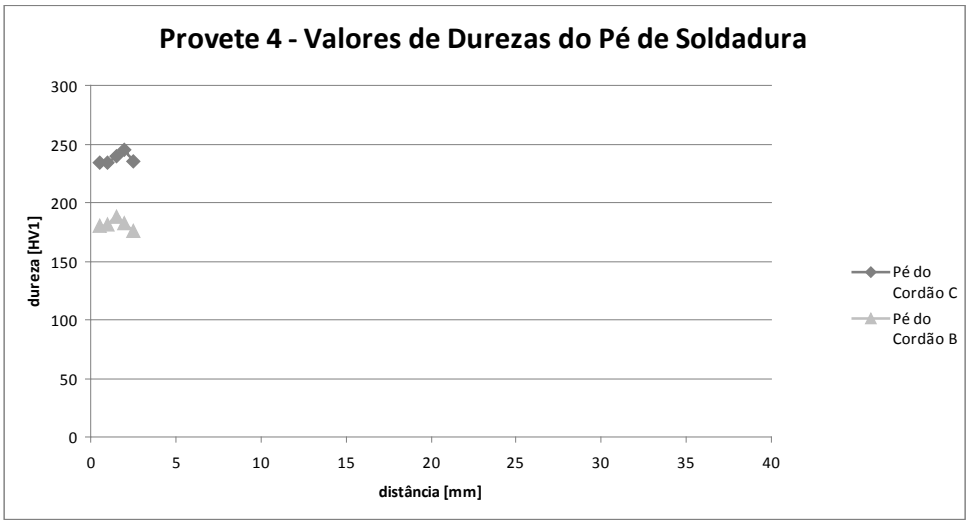

Provete 3 - 0,5mm da aresta
dureza [HV1]
distância [mm]
AISI 316L
Cr Mn
0,5mm E
0,5mm D

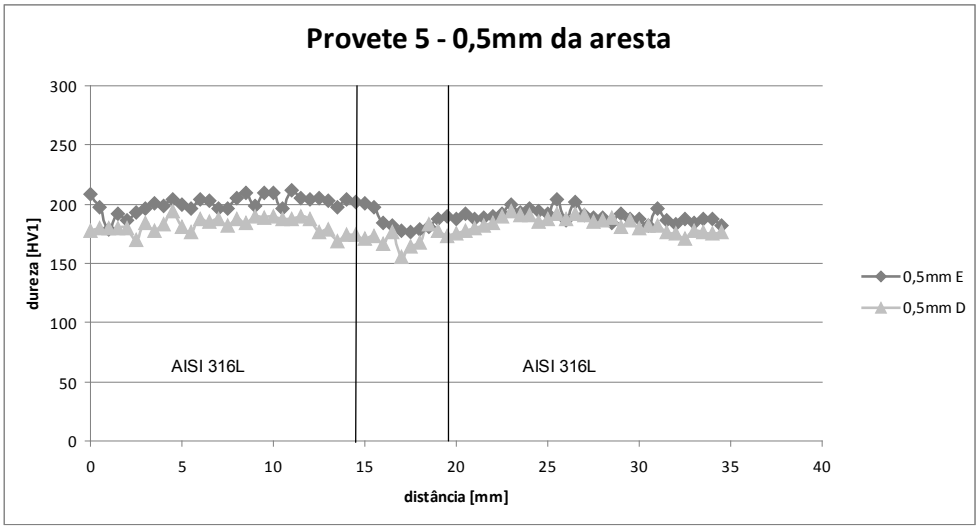

Provete 3 - linha média
dureza [HV1]
distância [mm]
AISI 316L
Cr Mn
linha média

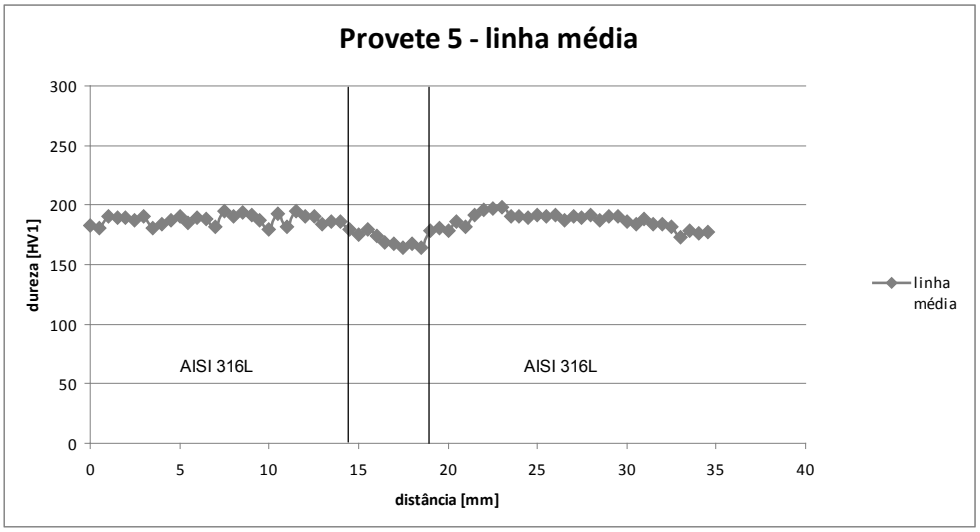

Provete 3 - Valores de Durezas do Pé de Soldadura
dureza [HV1]
distância [mm]
Pé do Cordão C
Pé do Cordão B

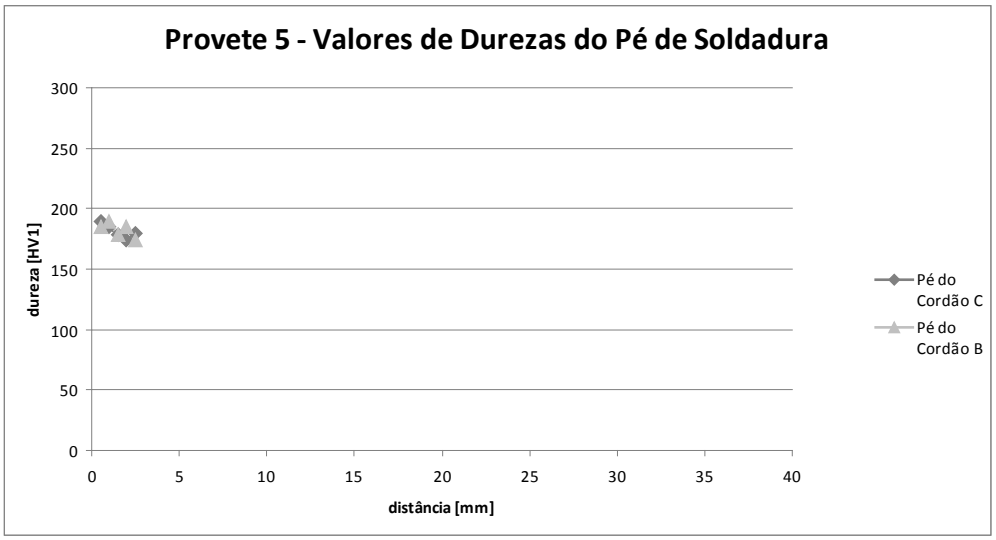

Provete 4 - 0,5mm da aresta
dureza [HV1]
distância [mm]
Cr Mn
AISI 316L
0,5mm E
0,5mm D


Provete 4 - linha média
dureza [HV1]
distância [mm]
Cr Mn
AISI 316L
linha média


Provete 4 - Valores de Durezas do Pé de Soldadura
dureza [HV1]
distância [mm]
Pé do Cordão C
Pé do Cordão B


Provete 5 - 0,5mm da aresta
dureza [HV1]
distância [mm]
AISI 316L
AISI 316L
0,5mm E
0,5mm D


Provete 5 - linha média
dureza [HV1]
distância [mm]
AISI 316L
AISI 316L
linha média


Provete 5 - Valores de Durezas do Pé de Soldadura
dureza [HV1]
300
250
200
150
100
50
0
0
5
10
15
20
25
30
35
40
distância [mm]
Pé do Cordão C
Pé do Cordão B

Anexo B – Tabela de Resultados

	Raio de curvatura [mm]	Ângulo de tangência [mm]	t1 [mm]	t2 [mm]	e [mm]
1L	0,328	47,71	2,577	3,09	0,408
	0,382	34,03			
Cr Mn	0,371	27,48			
	0,553	16,80			
2L	0,178	28,82	2,585	3,015	0,565
	0,373	12,86			
Cr Mn	0,305	38,77			
	0,155	33,13			
3L	0,309	41,93	2,635	3,135	0,56
	0,069	25,52			
Cr Mn	0,259	45,25			
	0,144	27,51			
4L	0,171	32,76	2,583	3,145	0,385
	0,582	32,81			
Cr Mn	0,778	27,05			
	0,656	27,58			
5L	0,205	29,00	2,635	3,036	0,14
	0,089	32,19			
Cr Mn	0,617	23,82			
	0,447	35,02			
6L	0,132	54,00	2,62	3,084	0,52
	0,371	35,72			
Cr Mn	0,405	44,74			
	0,251	26,23			
7L	0,459	35,09	3,13	3,12	0,775
	0,349	25,71			
AISI 316L	1,515	31,04			
	0,616	23,67			
8L	0,231	38,48	2,62	3,056	0,253
	0,212	29,63			
Cr Mn	0,148	10,15			
	1,856	8,24			
9L	0,193	27,22	3,058	3,072	0,405
	1,435	27,27			
AISI 316L	0,674	22,39			
	0,284	35,48			

	Raio de curvatura [mm]	Ângulo de tangência [mm]	t1 [mm]	t2 [mm]	e [mm]
1R	0,627	35,85	2,585	3,085	0,723
	0,161	33,46			
AISI 316L	0,462	20,67			
	0,218	38,84			
2R	0,241	33,05	2,535	3,015	0,305
	0,814	35,57			
AISI 316L	0,397	23,58			
	0,254	19,62			
3R	0,929	31,32	2,62	3,076	0,365
	0,298	40,26			
AISI 316L	0,350	24,67			
	0,458	33,82			
4R	1,435	15,42	2,59	3,05	0,1
	0,236	31,43			
AISI 316L	0,388	34,08			
	0,187	34,11			
5R	0,446	32,40	2,685	3,02	0,467
	0,191	18,01			
AISI 316L	0,678	22,41			
	1,112	19,32			
6R	0,302	27,29	2,564	3,085	0,24
	0,207	34,58			
AISI 316L	0,334	26,65			
	0,242	27,35			
7R	2,059	17,81	3,044	3,05	0,626
	0,658	23,38			
AISI 316L	1,303	23,09			
	0,230	34,47			
8R	0,423	24,66	2,66	3,168	0,15
	0,715	23,12			
AISI 316L	0,108	33,00			
	0,134	54,23			
9R	0,135	29,70	3,159	3,185	0,515
	0,631	19,54			
AISI 316L	0,289	46,05			
	0,170	33,29			

Anexo C – Propriedades do aço AISI 316L

Thermal Expansion Coefficient for Material Number 1

Reference temperature 293

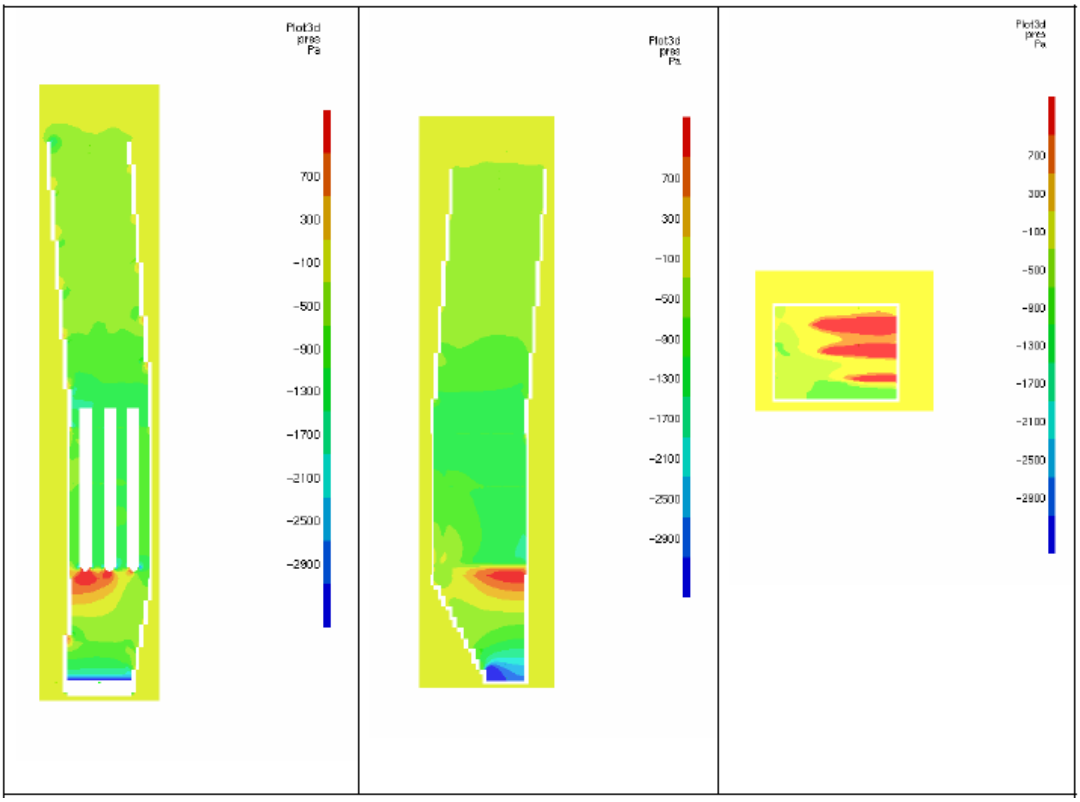
	T1	T2	T3
Temperatures	373	588	811
ALPX	1.59E-005	1.62E-005	1.75E-005

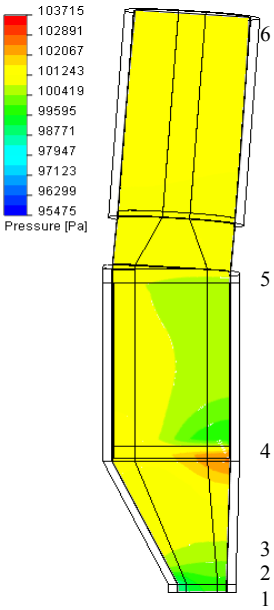
Conductivity (Isotropic) for Material Number 1

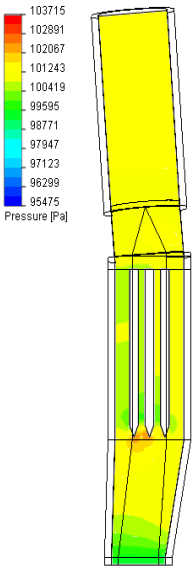
	T1	T2
Temperatures	373	773
KXX	0.0162	0.0215

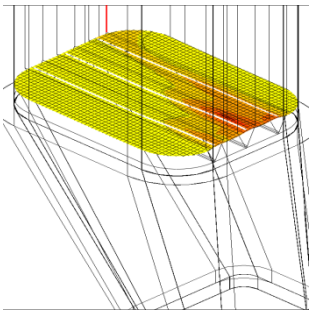
Property	Description	Value	Units	Temp Depender
EX	Elastic modulus	1.93e+011	N/m^2	Constant
NUXY	Poisson's ratio	0.33	NA	Constant
GXY	Shear modulus		N/m^2	Constant
DENS	Mass density	8000	kg/m^3	Constant
SIGXT	Tensile strength	580000000.8	N/m^2	Constant
SIGXC	Compressive strength		N/m^2	Constant
SIGYLD	Yield strength	172368932.3	N/m^2	Constant
ALPX	Thermal expansion c	1	/Kelvin	Temp dependen
KX	Thermal conductivity	1	W/(m.K)	Temp dependen
C	Specific heat	500	J/(kg.K)	Constant

Anexo D – Gráficos de Distribuição de Pressão calculado por [Cruz 2009]



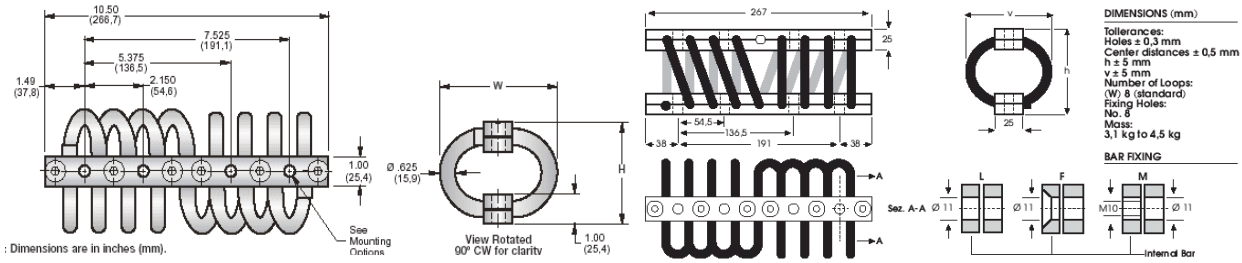






Anexo E – Molas

A resposta do tipo de molas utilizado no suporte e amortecimento das vibrações do sistema de evacuação de gases, segundo as três direcções de serviço, está indicada na Fig.A.1.1, tendo sido utilizadas as suas propriedades para simular as condições de fronteira do modelo da conduta de evacuação analisado por meio de Elementos Finitos.



a) b)

Figura A.1.1- a) Dimensões gerais da mola ENIDINE – Mod. WR20 [Catálogo ENIDINE].
b) Dimensões gerais da mola POWERFLEX – Série PWH900 [Catálogo POWERFLEX].

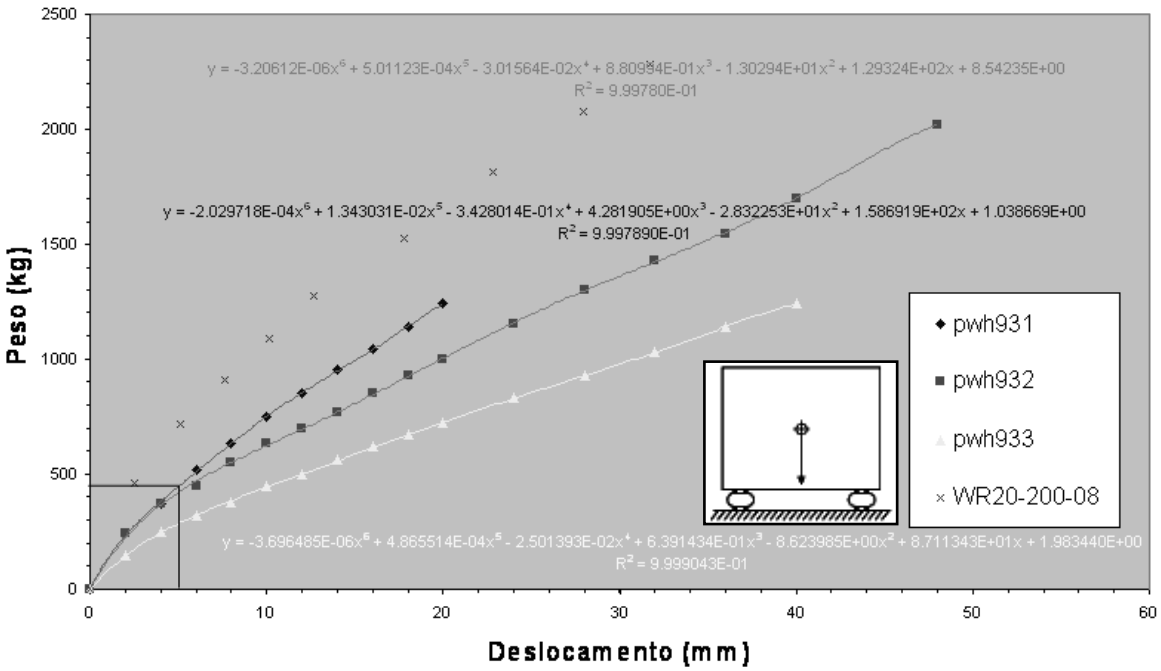


Figura A.1.2 – Gráfico Peso-deslocamento à compressão. Molas ENIDINE (mod.WR20) e POWERFLEX (mod. PWH900).

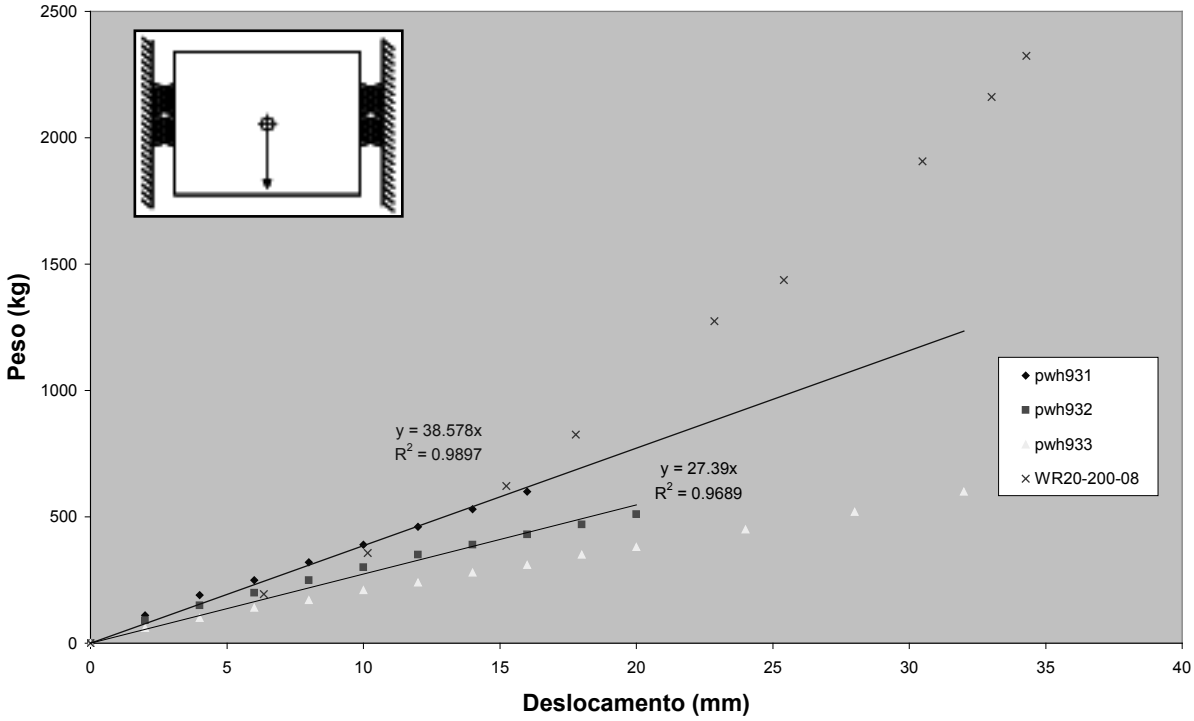
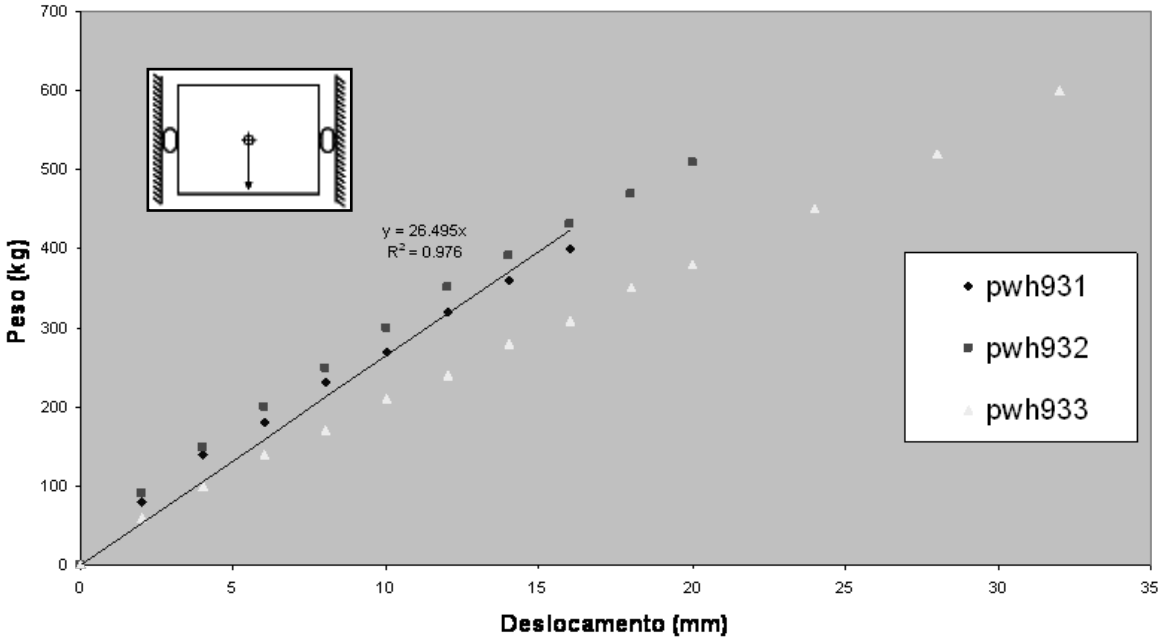


Figura A.1.3 – Gráfico peso-deslocamento ao corte. Molas ENIDINE (mod.WR20) e POWERFLEX (série PWH900).

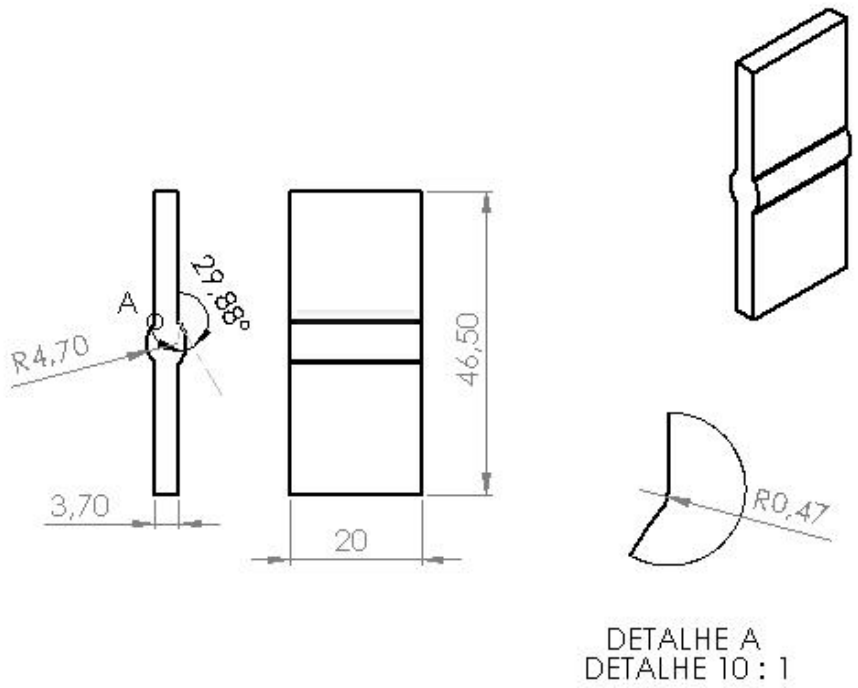


c)

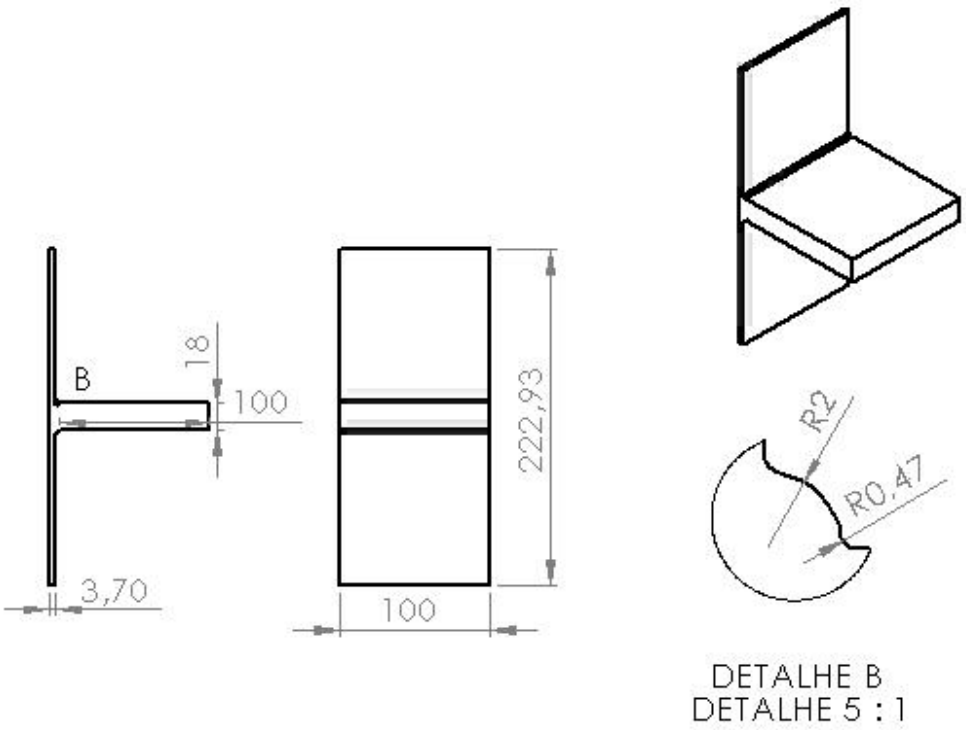
Figura A.1.4 – Gráfico peso-deslocamento ao rolamento. Molas ENIDINE (mod.WR20) e POWERFLEX (série PWH900).

Anexo F – Dimensionamento dos elementos utilizados no estudo do factor de concentração de tensões em MEF

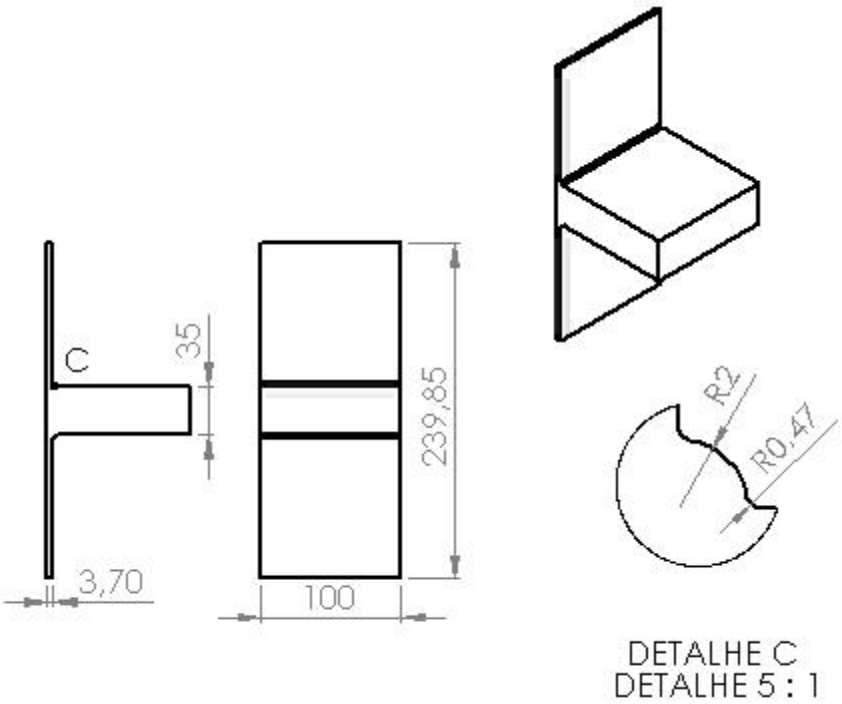
1 - Vistas em detalhe do elemento referente ao estudo da Figura 4.5.



2 - Vistas em detalhe do elemento referente ao estudo da Figura 4.6a.

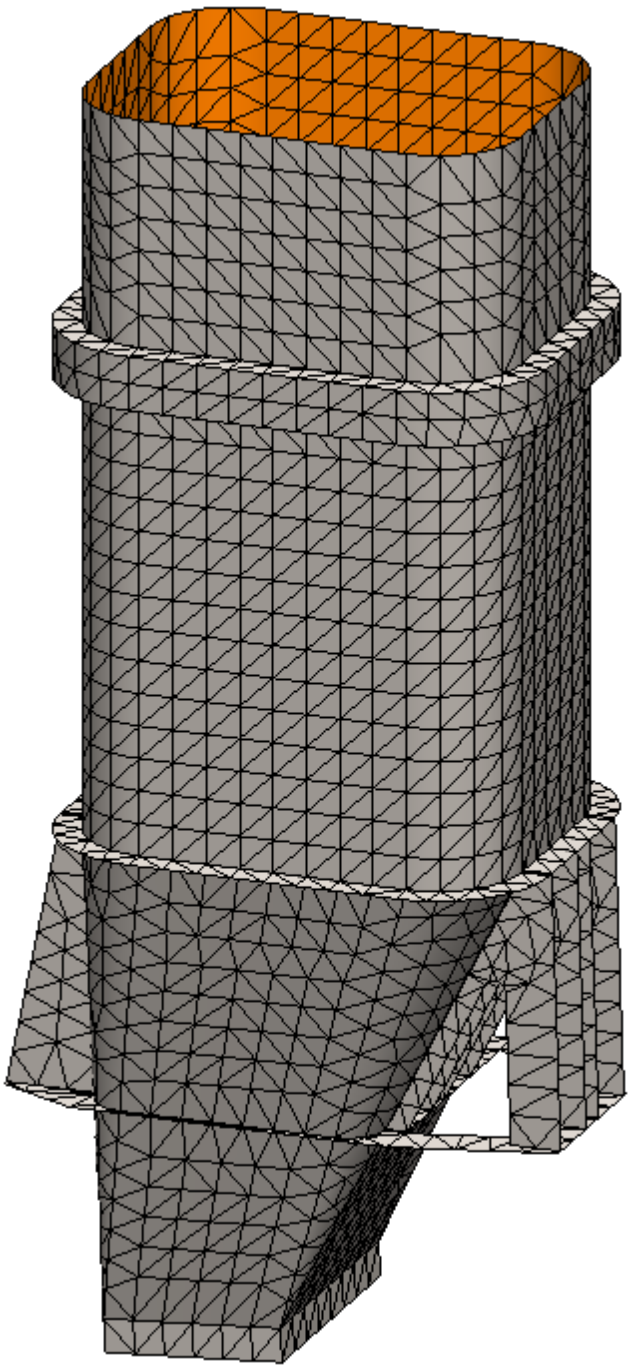


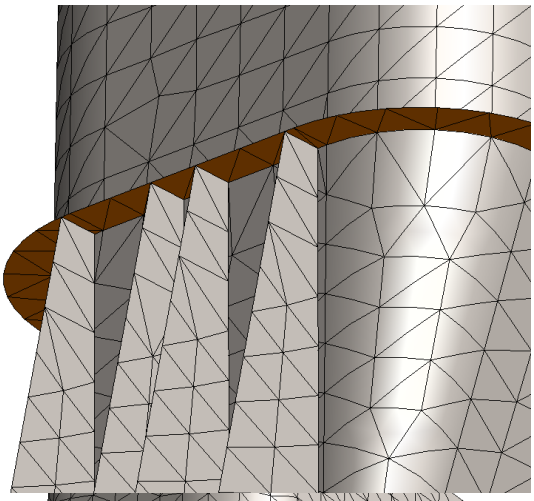
3 - Vistas em detalhe do elemento referente ao estudo da Figura 4.6b.

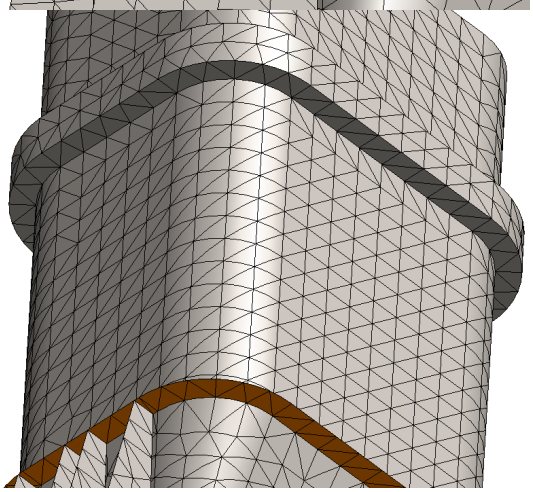


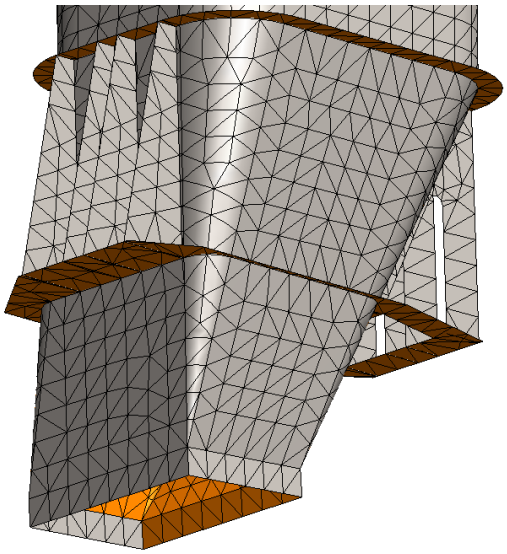
Anexo G – Imagens da malha utilizada na análise MEF para a Geometria Actual

Malha – 200mm
Tolerância – 10mm



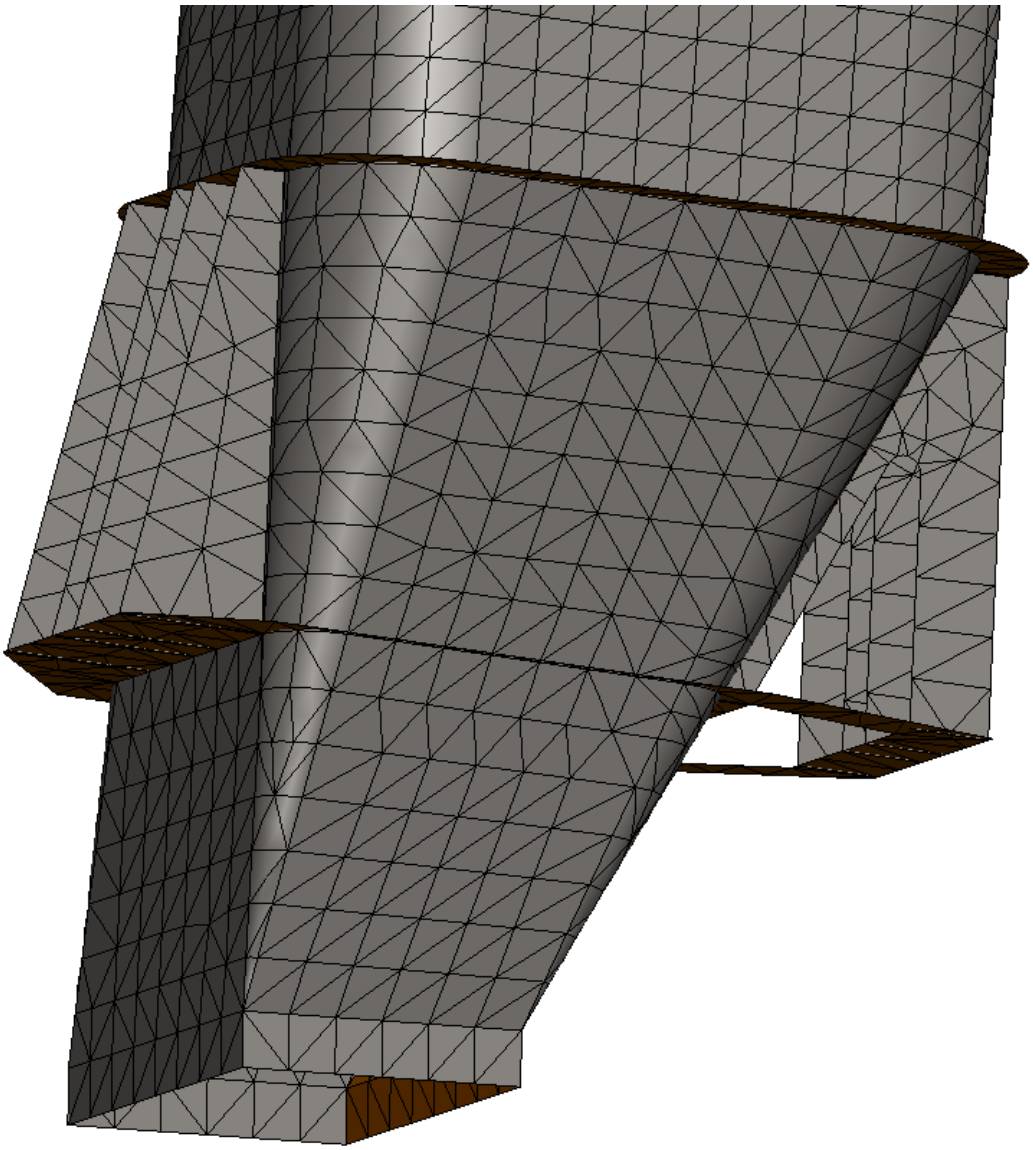






Anexo H – Imagem da malha utilizada na análise MEF para a Geometria com aumento de espessura na zona crítica

Malha – 200mm
Tolerância – 10mm



Anexo I – Imagem da malha utilizada na análise MEF para a Geometria com reforços horizontais na zona crítica

Malha – 160mm
Tolerância – 8mm